

**Vertiefte Validierung  
ATHLET und ATHLET-CD**

## **Vertiefte Validierung ATHLET und ATHLET-CD**

### **Abschlussbericht**

Thorsten Hollands  
Henrique Austregesilo  
Christine Bals  
Sebastian Buchholz  
Hristo Hristov  
Liviusz Lovász  
Peter Pandazis  
Peter Sarkadi  
Livia Tiborcz

August 2019

#### **Anmerkung:**

Das diesem Bericht zugrunde liegende Forschungsvorhaben wurde mit Mitteln des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) unter dem Förderkennzeichen RS1548 durchgeführt.

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei der GRS.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung der GRS wieder und muss nicht mit der Meinung des BMWi übereinstimmen.

**Hinweis**

Teile der experimentellen Daten, die im Vorhaben RS1548 verwendet wurden, unterliegen Schutzfristen und dürfen daher nicht im Rahmen dieses Berichts veröffentlicht werden.

**Deskriptoren**

ATHLET, ATHLET-CD, Kernzerstörung, Programme AC<sup>2</sup>, Sicherheitsforschung Primärkreislauf, Spaltproduktverhalten, Störfall- und Unfallabläufe, Thermohydraulik, Unsicherheitsanalyse, Validierung

## Kurzfassung

Im Rahmen des Forschungsvorhabens RS1548 wurden im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie Arbeiten zur Validierung der Rechenprogramme ATHLET und ATHLET-CD im GRS-Programmpaket AC<sup>2</sup> anhand von internationalen Integral- und Einzeleffektversuchen durchgeführt. Die Arbeiten umfassten im Wesentlichen Voraus- und Nachrechnungen von ausgewählten Experimenten und die Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen.

Zur Überprüfung der thermohydraulischen Modelle in ATHLET wurden 13 Integraleexperimente herangezogen, wobei vor allem kleine und mittlere Lecks sowie Station Blackout betrachtet wurden. Die für die Validierung zugrundeliegenden Experimente sind größtenteils Bestandteil internationaler Programme der OECD, worin auch Benchmarks mit anderen fortschrittlichen Systemcodes durchgeführt wurden. Darüber hinaus wurden auch passive Systeme zur Nachwärmeabfuhr in einer Integralanlage sowie eines dafür konzipierten Versuchsstandes betrachtet. Die Modellbasis von ATHLET für neue Arbeitsmedien wurde untersucht und anhand eines Szenarios für den PBMR bewertet.

Die Arbeiten zu ATHLET-CD umfassten fünf Experimente, die aktuelle Themen wie Lufteinbruch und Accident Tolerant Fuel, aber auch SWR- und WWER-Konfigurationen betrachten. Darüber hinaus wurde für den Versuch PHÉBUS FPT3 auch das Spaltproduktverhalten untersucht und eine Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Abschließend wurde ein Szenario in einem generischen DWR mit AC<sup>2</sup> simuliert, wobei die Programme ATHLET-CD und COCOSYS angewendet wurden, um das Zusammenwirken der einzelnen Programme und Module zu bewerten.

Die Ergebnisse der Simulationen zeigen, dass sowohl ATHLET als auch ATHLET-CD die wesentlichen Phänomene während der untersuchten Experimente nachbilden können. Durch die Validierungsrechnungen wurden Stärken und Schwächen der Programme erkannt sowie deren gesamte Leistungsfähigkeit bewertet und Vorschläge für weitere Programmverbesserungen und Entwicklungen erarbeitet. Insbesondere während des Freigabeprozesses für die aktuelle Version ATHLET 3.2 und ATHLET-CD 3.2 im Programmsystem AC<sup>2</sup> 2019 wurde noch Verbesserungspotential erkannt und für die Freigabeversion umgesetzt. Um den Validierungsstand von ATHLET und ATHLET-CD in Zukunft aktuell und umfassend zu halten, soll der Jenkins-Server der GRS für automatische Regressionstests verstärkt auch für die automatisierte Wiederholung von Validierungsrechnungen eingesetzt werden, die dann von Experten ausgewertet werden.



## Abstract

In the frame of the project RS1548, sponsored by the Federal Ministry for Economics and Energy, analyses of international integral and separate effect tests were performed for the validation of the codes ATHLET and ATHLET-CD, part of the GRS program suite AC<sup>2</sup>. The work mainly comprised pre- and post-test analyses of selected experiments and the participation in international working groups accompanying the experimental programs.

For the assessment of the thermal-hydraulic models in ATHLET, 13 integral tests were used which dealt with small and intermediate leaks as well as station blackout. The tests for the validation are mostly results of international programs of the OECD, including their use for benchmarks with other advanced system codes. Furthermore, passive systems for the residual heat removal were considered in one integral facility as well as in one dedicated experiment for that issue. Additionally, the model basis for new working fluids were investigated and evaluated with one scenario in the PBMR reactor.

ATHLET-CD was validated by application on five experiments dealing with current topics like air ingress or accident tolerant fuel as well as BWR and WWER configurations. Furthermore, the fission product behaviour was analysed for the experiment Phébus-FPT3 and completed by an uncertainty and sensitivity analysis. To validate the code package AC<sup>2</sup> and the interaction of the programs ATHLET-CD and COCOSYS as well as the different modules a postulated scenario of a generic PWR was simulated.

The results of the simulations show that ATHLET and ATHLET-CD predict the main phenomena of the experiments correctly. Through validation, strengths and weaknesses of the codes could be identified and code predictiveness was assessed. This led to proposals for further model improvement and development. Especially during the release process of ATHLET 3.2 and ATHLET-CD 3.2 as parts of the current version AC<sup>2</sup> 2019 potential for improvement could be identified and was implemented in the codes. For facilitating a comprehensive and recent status of validation, in the future the Jenkins server at GRS for automatic regression testing should be used increasingly for automatic validation simulations, which are to be assessed by experts.



# Inhaltsverzeichnis

	<b>Kurzfassung.....</b>	<b>I</b>
	<b>Abstract.....</b>	<b>III</b>
<b>1</b>	<b>Einleitung .....</b>	<b>1</b>
1.1	Aufgabenstellung .....	1
1.2	Planung und Ablauf der Arbeiten .....	5
<b>2</b>	<b>Entwicklungsstand der eingesetzten Rechenprogramme .....</b>	<b>7</b>
2.1	ATHLET.....	7
2.2	ATHLET-CD .....	11
<b>3</b>	<b>Anlagen und Versuchsprogramme zur Untersuchung von Störfall- und Unfallabläufen .....</b>	<b>15</b>
3.1	Anlagen zur Untersuchung von Störfallabläufen ohne Kernschäden.....	15
3.1.1	PKL III.....	15
3.1.2	ATLAS .....	22
3.1.3	ROSA-V/LSTF .....	26
3.1.4	PWR-PACTEL .....	31
3.1.5	PERSEO .....	36
3.1.6	ROCOM.....	38
3.2	Anlagen zur Untersuchung von Störfallabläufen mit Kernschäden.....	43
3.2.1	CORA .....	43
3.2.2	PHÉBUS.....	45
3.2.3	QUENCH.....	52
<b>4</b>	<b>Validierungsrechnungen mit ATHLET.....</b>	<b>59</b>
4.1	Analytische Begleitung der Versuchsprogramme PKL III H und PKL III i .	59
4.1.1	Einführung .....	59
4.1.2	ATHLET-Datensatz für die PKL-Anlage .....	61
4.1.3	Nachrechnung des Versuchs H1.1 .....	64
4.1.4	Nachrechnung des Versuchs H1.2 .....	71

4.1.5	Nachrechnung des Naturumlaufversuchs zur Versuchsreihe PKL IIIi.....	81
4.1.6	Nachrechnung des Versuchs PKL III i2.1.....	82
4.1.7	Teilnahme an der PKL-4-Benchmark-Rechnung.....	85
4.1.8	Zusammenfassende Bewertung .....	87
4.2	Analytische Begleitung der OECD/NEA-Projekte ATLAS und ATLAS-2...	89
4.2.1	Einführung .....	89
4.2.2	ATHLET-Datensatz für die ATLAS-Anlage.....	91
4.2.3	Nachrechnungen von ATLAS-Versuchen zu mittleren Lecks .....	97
4.2.4	Nachrechnung des Versuchs B2.1.....	120
4.2.5	Nachrechnung des Versuchs B3.1.....	124
4.2.6	Nachrechnung des Versuchs B3.2.....	127
4.2.7	Teilnahme an der ATLAS-2-Benchmark-Rechnung .....	130
4.2.8	Zusammenfassende Bewertung .....	131
4.3	Weitere Validierungsrechnungen .....	133
4.3.1	Nachrechnung der ROSA/LSTF-Versuche SB-HL-12 und SB-PV-07.....	133
4.3.2	Nachrechnungen von Versuchen an der PWR-PACTEL-Anlage.....	156
4.3.3	Nachrechnungen von PERSEO-Versuchen zu passiven Systemen.....	160
4.4	Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge .....	191
4.4.1	Simulation der ROCOM-Versuche mit dem 2D/3D-ATHLET-Modul .....	191
4.4.2	Nachrechnung von OECD ROCOM T1.1- und T1.2-Experimenten.....	198
4.4.3	Zusammenfassende Bewertung .....	218
4.5	Neue Medien und Fusion.....	219
4.5.1	Nachrechnung eines PBMR-Reaktors mit dem neuen Kompressor- Modell.....	219
<b>5</b>	<b>Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD .....</b>	<b>237</b>
5.1	Analytische Begleitung des Versuchs QUENCH-18.....	237
5.1.1	Kurze Versuchsbeschreibung .....	237
5.1.2	Modellierung mit ATHLET-CD.....	239
5.1.3	Vorausrechnung von QUENCH-18 .....	253
5.1.4	Nachrechnung von QUENCH-18 .....	257
5.1.5	Zusammenfassende Bewertung .....	274

5.2	Analytische Begleitung des Versuchs QUENCH-19.....	275
5.2.1	Kurze Versuchsbeschreibung .....	276
5.2.2	Modellierung mit ATHLET-CD.....	279
5.2.3	Ergebnisse der Nachrechnung von QUENCH-19.....	283
5.2.4	Zusammenfassende Bewertung .....	291
5.3	Analytische Begleitung des Versuchs QUENCH-20.....	292
5.3.1	Versuchsplanung .....	293
5.3.2	Modellierung mit dem Programm ATHLET-CD .....	296
5.3.3	Ergebnisse der Vorausrechnung von QUENCH-20.....	299
5.3.4	Zusammenfassende Bewertung .....	311
5.4	Nachrechnung des Versuchs CORA-W2 .....	312
5.4.1	Versuchsablauf.....	313
5.4.2	Nachuntersuchungen.....	314
5.4.3	Modellierung mit ATHLET-CD.....	315
5.4.4	Ergebnisse.....	323
5.4.5	Zusammenfassende Bewertung .....	336
<b>6</b>	<b>Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse von PHÉBUS FPT3 mit ATHLET-CD .....</b>	<b>339</b>
6.1	Ablauf des Versuchs FPT3 .....	339
6.2	Beschreibung des ATHLET-CD-Eingabedatensatzes .....	342
6.3	Nachrechnung des Versuchs FPT3 (Referenzrechnung).....	347
6.4	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse.....	361
6.4.1	Die GRS-Methodologie .....	361
6.4.2	Die unsicheren Parameter .....	363
6.4.3	Darstellung der wesentlichen Ergebnisse der Analyse.....	370
6.5	Zusammenfassende Bewertung .....	407
<b>7</b>	<b>Simulation eines postulierten Unfallszenarios in einem generischen DWR mit dem Programmsystem AC<sup>2</sup> .....</b>	<b>409</b>
7.1	Analyse eines Unfalls in einem generischen Druckwasserreaktor.....	409
7.1.1	Eingabedatensatz eines generischen Druckwasserreaktors .....	409

7.1.2	Darstellung und Diskussion der Ergebnisse.....	414
7.2	Quelltermanalyse in einem generischen Druckwasserreaktor .....	427
7.2.1	Eingabedatensatz und Unfallszenario.....	427
7.2.2	Simulationsergebnisse.....	430
7.3	Zusammenfassende Bewertung .....	438
<b>8</b>	<b>Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen und fachliche Koordinierung der externen Validierung.....</b>	<b>439</b>
<b>9</b>	<b>Validierung zur Freigabe von AC<sup>2</sup> 2019.....</b>	<b>441</b>
<b>10</b>	<b>Zusammenfassung und Ausblick.....</b>	<b>445</b>
10.1	Wesentliche Erkenntnisse aus der ATHLET-Validierung.....	445
10.2	Wesentliche Erkenntnisse aus der ATHLET-CD-Validierung .....	448
10.3	Weitere Erkenntnisse und Ausblick.....	450
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>453</b>
	<b>Abbildungsverzeichnis.....</b>	<b>469</b>
	<b>Tabellenverzeichnis.....</b>	<b>485</b>
	<b>Abkürzungen.....</b>	<b>487</b>

# 1 Einleitung

## 1.1 Aufgabenstellung

Die Ziele des Vorhabens waren die Erhöhung des Validierungsstandes von ATHLET/ATHLET-CD im Programmsystem AC<sup>2</sup> durch Überprüfung der weiterentwickelten und ertüchtigten Modelle anhand geeigneter Einzeleffekt- und Integraltests sowie Reaktoranwendungen. Durch die Analyse und Bewertung der erzielten Ergebnisse kann der Gültigkeitsbereich einzelner Modelle sowie deren Zusammenwirken für ein breites Spektrum von Betriebszuständen, Transienten, Störfällen und auslegungsüberschreitenden Ereignissen bestimmt und ggf. erweitert werden.

Auf Basis des aktuellen Standes der Entwicklungsarbeiten zu ATHLET (RS1507, RS1538, RS1565) und ATHLET-CD (RS1187, RS1505, RS1546), aktueller Fragestellungen aus Versuchsprogrammen und der ATHLET- und ATHLET-CD-Validierungsmatrizen, die sich an den von internationalen Expertengruppen der OECD erarbeiteten CSNI-Validierungsmatrizen (Separate Effects Tests, Integraltests, WWER-Tests, In-Vessel Core Degradation Tests) anlehnen (vgl. /AKS 93/, /NEA 96/), werden die Versuche ausgewählt, die für die Validierungsanalysen herangezogen werden. Durch diese Auswahl ist eine zielgerichtete Überprüfung und Absicherung des Programmsystems gewährleistet, wodurch Modellschwächen identifiziert und Lösungsansätze für Programmverbesserungen erarbeitet werden können.

Folgende Einzelzielsetzungen wurden zur Präzisierung der Aufgabenstellung definiert:

### **Absicherung der Modelle zur Thermohydraulik**

- Durch die Implementierung neuer oder die Überarbeitung vorhandener Modelle in ATHLET (RS1507 und RS1538) ist eine intensive Absicherung der verbesserten Programmversion notwendig. Hierbei sind eine Vielzahl von Modellen für die Thermohydraulik von LWR wie auch spezielle Modelle für neue Medien wie Blei, Natrium oder überkritisches Wasser betroffen. Für das Arbeitsmedium leichtes Wasser sind dies die Modelle bspw. für Transport und Ablagerung von Zinkborat, für die Transportgleichung der Zwischenphasenflächen und für den Wärmeübergang und für alle Arbeitsmedien Modelle für kritische Leckströmratens und für die Gemischspiegelberechnung.

- Einerseits eignen sich für Validierungsarbeiten Einzeleffekt- oder Einzelstabversuche, um die Phänomene separat zu untersuchen und quantifizieren zu können, andererseits werden Integraltests herangezogen, um das Zusammenspiel einzelner Phänomene auf das gesamte Anlagenverhalten bewerten zu können. Exemplarisch sind die Experimente der Versuchsprogramme in der deutschen Versuchsanlage PKL und der koreanischen Anlage ATLAS zu nennen. Aufgrund der Durchführung von sog. Counterpart-Tests mit gleichen Anfangs- und Randbedingungen können Skalierungseffekte und die Anwendbarkeit auf verschiedene Anlagenkonzepte untersucht werden.

Bevorzugt werden Versuche genutzt, die auch im Rahmen von internationalen Standardproblemen und Benchmarkrechnungen genutzt werden.

### **Absicherung der Modelle für mehrdimensionale Strömungen**

- Um Ereignissequenzen, bei denen mehrdimensionale Strömungsphänomene zu simulieren sind, mit ATHLET abbilden zu können, wurde bzw. wird im Rahmen der Vorhaben RS1507 und RS1538 (ATHLET-Entwicklung) ein 2D/3D-Modul für verschiedene Koordinatensysteme entwickelt. Hierbei kommen Rechengitter zum Einsatz, die im Vergleich zu typischen ATHLET-Nodalierungen moderat verfeinert sind. Hierdurch können Bereiche, die mehrdimensionale Strömungen aufweisen – bspw. im Ringraum – neben der bekannten Parallelkanaltechnik auch mit dem 2D/3D-Modell berechnet werden, um nicht nur eindimensionale, orthogonale Strömungsanteile zu berücksichtigen. Die Weiterentwicklung des 2D/3D-Moduls soll im Rahmen des Vorhabens durch Anwendung auf geeignete Versuche überprüft und bewertet werden. Hierzu wurden auch Vergleichsrechnungen mit CFD-Methoden oder gekoppelten ATHLET-CFD-Rechnungen durchgeführt. Für die Validierungsrechnungen wurden Experimente herangezogen, die sich durch geeignete Strömungsverhältnisse und eine hinreichend detaillierte Instrumentierung auszeichnen. Exemplarisch sei hier die ROCOM-Anlage am Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf genannt, wo die letzten durchgeführten Versuche Vermischungsvorgänge im Ringraum behandelten.

### **Absicherung der Modelle zur Kernzerstörungsphase:**

- In den ATHLET-CD-Entwicklungsvorhaben (RS1505, RS1546, RS1574) wurden für die Kernzerstörungsphase, besonders die Modelle zur Spaltproduktfreisetzung (FIPREM) und zum Spaltprodukttransport/-ablagerung (SOPHAEROS und SAFT) sowie zur radialen Schmelzeausbreitung in LWR erweitert und neu implementiert. Um die durchgeführten Arbeiten, die eine weitergehende Vervollständigung der Abbildung der Phänomene während der Kernzerstörungsphase darstellen, abzusichern, wurden Validierungsrechnungen anhand geeigneter Versuche durchgeführt.
- Darüber hinaus wurden in RS1505 und RS1546 die Modelle während der Luftoxidation von Zirkon-Komponenten und zum Verhalten von SWR-Komponenten ertüchtigt, was ebenso überprüft werden musste.
- Hierzu wurden aktuelle Versuche aus der QUENCH- und CODEX-Versuchsreihe herangezogen, da sie hinreichend gut instrumentiert sind und aktuelle Forschungsschwerpunkte – insbesondere im internationalen Kontext – darstellen. Darüber hinaus eignen sich die französischen Phébus-Experimente für die Spaltproduktfragestellungen.

### **Absicherung der Modelle zum unteren Plenum**

Auch die Erweiterung/Implementierung der Modelle für das untere Plenum (AIDA und LHEAD), die im Rahmen des ATHLET-CD-Entwicklungsvorhabens (RS1505) und des BMBF-Vorhabens WASA-BOSS (BMBF 02NUK028) durchgeführt wurden und nun die Simulation des unteren Plenums nach Verlagerung geschmolzenen Materials aus dem Kern sowohl in einem Punktmodell (AIDA) wie auch detailliert unter Berücksichtigung von Struktureinbauten (LHEAD) ermöglichen, müssen durch geeignete Validierungsrechnungen abgesichert werden. Durch die Validierung der Modelle für das Ausfließen aus dem unteren Plenum nach Behälterversagen ist eine qualifizierte Bereitstellung des Schmelzeaustrags für gekoppelte Simulationen mit dem Containmentcode COCOSYS gewährleistet. In Summe kann anschließend das gesamte Unfallszenario von dem auslösenden Ereignis bis hin zum Quellterm aus dem Containment mit dem Programmsystem AC<sup>2</sup> (GRS-Rechenkette ATHLET/ATHLET-CD/COCOSYS) simuliert werden. Für die Validierungsrechnungen, die je nach Experiment auch die Außenkühlung berücksichtigen, sind

geeignete Versuche bspw. aus dem LIVE-Versuchsprogramm am KIT zu verwenden.

- Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen und fachliche Koordination der externen ATHLET/ATHLET-CD-Validierung:

Durch die Mitarbeit in nationalen und internationalen Arbeitsgruppen leistet die GRS einen substanziellen Beitrag zur Gestaltung der Reaktorsicherheitsforschung und die Aufnahme aktueller Fragestellungen für die Validierung des Programmsystems ATHLET/ATHLET-CD.

Aufgrund der wachsenden Zahl der externen Anwender von ATHLET/ATHLET-CD ist eine fachliche Koordination der externen Validierung bzw. Anwendung des Programmsystems notwendig. Dies beinhaltet einerseits die Abstimmung bei der Auswahl der Versuche wie auch andererseits Diskussionen und Beratung bei der Durchführung der Simulationen, der Analysen und der abschließenden Bewertung der Ergebnisse. Der Rückfluss aus diesen Arbeiten liefert wertvolle Beiträge für die Programmentwicklung.

Durch diese enge Kooperation können bei der Auswahl der Versuche die Erfahrungen und Erkenntnisse aus der Validierung der GRS einfließen, wobei auf die jeweilige Validierungsmatrix von ATHLET/ATHLET-CD zurückgegriffen werden kann. Aus den Diskussionen mit den externen Anwendern bspw. auf Projekttagen können weitere Anforderungen an die Programmentwicklung abgeleitet werden. Ob das Ziel der Analysen erreicht wurde oder ob eine erneute interne oder externe Validierung nach weiteren Entwicklungsschritten notwendig ist, wird von GRS anhand der Validierungstiefe sowie der jeweiligen Ergebnisse bewertet.

Durch die Erstellung eines Validierungsbandes für ATHLET-CD wird die Qualitätssicherung – analog zu ATHLET – gewährleistet und bietet den Anwendern im nationalen und vor allem internationalen Kontext die Möglichkeit die Validierung und somit die Leistungsfähigkeit des Programms zu beurteilen.

## 1.2 Planung und Ablauf der Arbeiten

Der Arbeitsbeginn des Vorhabens war am 1. September 2016, das geplante Arbeitsende war der 31. August 2019. Entsprechend den Einzelzielsetzungen wurde das Vorhaben in drei Arbeitspakete (AP) gegliedert:

- AP1: Simulationen mit ATHLET, mit der Untergliederung:
  - Thermohydraulik LWR
  - Mehrdimensionale Strömungen
  - Neue Medien
- AP2: Simulationen mit ATHLET-CD
- AP3: Querschnittsaufgaben, einschließlich der Mitarbeit in Arbeitsgruppen und Koordinierung der externen Validierung

Ein wesentlicher Teil der durchgeführten Arbeiten bestand aus Voraus- und Nachrechnungen von ausgewählten Versuchen. Für die Absicherung der thermohydraulischen Modelle in ATHLET wurden 13 Integralexperimente (PKL III Tests H1.1, H1.2, i2.1 und i2.2 im Rahmen der OECD/NEA-Projekte PKL-3 und PKL-4, ATLAS Tests A2.1, A4.1, A5.2, B2.1, B3.1, und B3.2 im Rahmen der OECD/NEA-Projekte ATLAS bzw. ATLAS-2, die Versuche SB-HL-12 und SB-PV-07 in der japanischen LSTF-Anlage und Test 7 in der italienischen PERSEO-Anlage) herangezogen. Weiterhin wurde über das Vorhaben die kontinuierliche Validierung von ATHLET-CD weitergeführt (QUENCH-18/-19/-20, CORA-W2 und PHÉBUS FPT3) und auch eine gekoppelte Simulation mit AC<sup>2</sup> (ATHLET-CD und COCOSYS) durchgeführt. Insbesondere wurde die Validierung der neuen Release-Versionen ATHLET 3.2 und ATHLET-CD 3.2 /WIE 19a/ vor deren Freigabe umgesetzt.



## 2 Entwicklungsstand der eingesetzten Rechenprogramme

### 2.1 ATHLET

Das Rechenprogramm ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten) wird von der GRS im Auftrag des Bundesministeriums für Wirtschaft und Energie (BMWi) entwickelt und validiert. ATHLET wird von zahlreichen Anwendern zur Sicherheitsbewertung von Leichtwasserreaktoren eingesetzt. Es simuliert die Strömungs- und Wärmeübergangsprozesse im Reaktorkühlsystem von Druckwasser- und Siedewasserreaktoren. Dazu gehören auch Reaktoren russischer Bauart (WWER und RBMK).

Der Anwendungsbereich des Rechenprogramms umfasst den gesamten Störfallbereich von betrieblichen Störungen über Transienten und Kühlmittelverluststörfällen, bis hin zu auslegungsüberschreitenden Störfällen. Das Aufgabenspektrum hat sich gegenüber den früher im Vordergrund stehenden Auslegungsstörfällen in den letzten Jahren erheblich erweitert. Unter den neuen Aufgaben für die bestehenden Anlagen in Deutschland ist der anlageninterne Notfallschutz als zusätzliche Sicherheitsmaßnahme von großer Bedeutung. Das Rechenprogramm ATHLET dient hier der Planung und Bewertung von präventiven Maßnahmen. Weitere aktuelle Anwendungsgebiete von ATHLET sind Störfälle bei Teillast oder abgeschaltetem Reaktor (Mitte-Loop-Betrieb) und Deborierungsstörfälle.

Die Hauptgliederung des modularen Programmaufbaus entspricht den wichtigsten Prozessen, die bei der Berechnung von Störfallabläufen in einer Reaktoranlage zu simulieren sind /LER 16a/, /LER 16b/, /AUS 16a/, /AUS 17a/, /LER 19a/:

- Thermofluidodynamik (Modul TFD)
- Wärmeleitung/Wärmeübertragung (Modul HECU)
- Steuerung und Regelung (Modul GCSM)
- Neutronenkinetik (Modul NEUKIN)

Im Modul TFD wird die Berechnung der ein- und zweiphasigen Strömungsvorgänge z. B. in einem Reaktorkühlsystem vorgenommen. Als Grundlage dieser Berechnungen dient die Abbildung der Leitungen und Behälter der untersuchten Anlage als eindimensionales Netzwerk aus sogenannten „Thermofluid-Objekten“ (TFO). Die Basis der

Fluiddynamik bilden die Erhaltungssätze für Masse, Energie und Impuls, die im 6-Gleichungsmodell sowohl für die Wasser- als auch für die Dampfphase berechnet werden. Zusätzliche Massenbilanzgleichungen stehen zur Verfolgung der Konzentration von nicht-kondensierbaren Gasen und von Borsäure im Kühlkreislauf zur Verfügung.

Zur Simulation großskaliger mehrdimensionaler Strömungsphänomene im Reaktor-druckbehälter wurde ein 2D/3D-Modul in ATHLET eingebaut. Hierfür wurden die dreidimensionalen, zweiphasigen Erhaltungsgleichungen als Erweiterung der in ATHLET vorhandenen, eindimensionalen Modellierung abgeleitet und unterschiedliche Diskretisierung der zusätzlichen konvektiven Impulsterme implementiert. Die verschiedenen Modellvarianten können vom Anwender unter dem Keyword „3D-MODULE“ im Eingabedatensatz ausgewählt werden /LER 19a/.

Zur Schließung des Gleichungssystems werden weitere physikalische Beziehungen benötigt, sog. Konstitutive Gleichungen. Dazu gehören zunächst die Zustandsgleichungen für Wasser und Wasserdampf, die über den gesamten Anwendungsbereich (Druck 0,01 – 22 MPa) approximiert sind. Für reines Wasser gilt ein erhöhter Anwendungsbereich von 30 MPa. Für die Simulation superkritischer Reaktoren wurden die Zustandsgleichungen auf überkritischen Druck (22,5 – 100 MPa) erweitert.

Darüber hinaus können nun verschiedene Arbeitsmedien ausgewählt werden, wie schweres Wasser, Helium oder Blei-Bismut zur Simulation von ADS (Accelerator-Driven Systems).

Mit Beziehungen zur Beschreibung der Interaktion der beiden Phasen untereinander und mit der Wand werden die stattfindenden physikalischen Phänomene simuliert. Diese Beziehungen berücksichtigen das jeweils vorherrschende Strömungsbild und sind an experimentelle Messergebnisse angepasst. Die Verdampfungs- bzw. Kondensationsrate hängt von der gemeinsamen Oberfläche beider Phasen und der Abweichung der Phasentemperaturen von der Sättigungstemperatur ab. Die Zwischenphasenreibung wird als Funktion der Relativgeschwindigkeit zwischen den Phasen, der Strömungsgeometrie und des Strömungsbildes ermittelt.

Die Berechnung der Wandreibungskraft bzw. des Druckverlustes erfolgt für laminare und turbulente Strömung aufgrund von empirischen Korrelationen für den einphasigen Bereich. Zur Ermittlung des Druckverlustes bei Zweiphasenströmung werden

Zweiphasenmultiplikatoren herangezogen. Für Formverluste und geometrische Besonderheiten sind vom Anwender zusätzlich Verlustbeiwerte einzugeben.

Zur Lösung des Systems von partiellen Differentialgleichungen wird ein semidiskreter Ansatz gewählt (Linienmethode). Analytisch werden die Gleichungen mit Hilfe eines Finite-Volumen-Verfahrens zur Ortsapproximation umgeformt, d. h. die Massen- und Energiegleichungen werden über Kontrollvolumina, die Impulsgleichungen über Strömungswege integriert. Die Zeitintegration des so entstandenen gewöhnlichen Differentialgleichungssystems wird durch Anwendung eines numerischen Lösungsverfahrens (Modul FEBE) durchgeführt. FEBE basiert auf einem Euler-Verfahren mit Rückwärts-Differenz. In ATHLET wird das Verfahren in seiner voll-impliziten Form angewendet, so dass vom Stabilitätskriterium aus keine Zeitschrittbeschränkungen verursacht werden. Die Verfahrensordnung ist variabel und wird, wie die Schrittweite, durch Vorgabe von Fehlerschranken für jede Variable gesteuert.

Das linearimplizite Eulerverfahren erfordert die Berechnung einer Jacobi-Matrix. Diese wird in ATHLET numerisch gebildet. Zur effizienten Berechnung der Jacobi-Matrix kommt in FEBE das Sparse-Matrix-Paket FTRIX zum Einsatz. Dieses nutzt automatisch die aktuelle Netzwerkstruktur und die sich daraus ergebende schwache Besetzung der Matrix.

Mit dem Modul HECU (Heat Conduction) wird die Wärmeleitung und Wärmeübertragung in und über die Strukturen der Anlage nachgebildet; über die Kopplung mit der Fluidynamik wird der Einfluss der Strukturen, ihrer Wärmekapazitäten und auch der Wärmeverluste an die Umgebung im Rechenmodell berücksichtigt. Brennelemente des Reaktorkerns, Wärmetauscherrohre in Dampferzeugern von Druckwasserreaktoren sowie Behälter- und Rohrwände der Druck führenden Umschließung werden als Wärmeleitobjekte (Heat Conduction Objects - HCO) in HECU simuliert.

Zur Darstellung des aktuellen Temperaturprofils wird die eindimensionale Wärmeleitungsgleichung in der Struktur orthogonal zum Strömungskanal zeitabhängig gelöst. Das Wärmeleitobjekt kann axial aus einer beliebigen Anzahl von Wärmeleitelementen und radial aus bis zu drei aufeinander folgenden Zonen mit unterschiedlichen Materialeigenschaften aufgebaut sein. Zur weiteren Ortsdiskretisierung kann jede Materialzone in eine beliebige Zahl von Schichten unterteilt werden. Die einzelnen Schichten können Wärmequellen enthalten. Im Falle des Reaktorbrandstabs werden diese

Quellen durch die Neutronenkinetik berechnet bzw. als Tabelle für die Nachzerfallsleistung zeitabhängig vorgegeben.

Zur Berechnung der Wärmeübertragung zwischen Struktur und Fluid werden im Wesentlichen empirische Korrelationen eingesetzt, die aus der Literatur bekannt und an Einzeleffektexperimenten verifiziert sind. Damit wird in ATHLET der gesamte Bereich von der Konvektion bei unterkühlter Wasserströmung über das unterkühlte bzw. voll entwickelte Blasensieden, Übergangssieden und Filmsieden bis zur Konvektion an gesättigtem bzw. überhitztem Dampf erfasst. Zur Verfolgung der Wiederbenetzung von Brennstäben verfügt ATHLET über ein Quenchfront-Modell. Zur Schließung der Energiegleichungen wird der Gesamtwärmestrom von der Kanalwand auf die beiden Phasen Wasser und Dampf aufgeteilt.

Mit dem Modul GCSM (General Control Simulation Module) werden die für das Rechenmodell benötigten Steuerungen und Regelungen nachgebildet. Auch kann so der Einfluss von nicht im Detail modellierten Subsystemen der Anlage beschrieben werden. Zusätzlich können in diesem Modul auch Randbedingungen wie z. B. die Umgebungstemperatur definiert werden.

Im Modul NEUKIN wird die thermische Reaktorleistung aus Kernspaltung und Nachzerfall simuliert. Über die Kopplung an die anderen Module in ATHLET kann mittels verschiedener Modelle die Neutronenkinetik für alle Anlagenzustände bis zum Kernschaden berechnet werden.

Zu ATHLET gehört auch ein Software-Paket mit graphischen Darstellungen zur Vorbereitung und Auswertung von Rechenläufen. Die Input-Graphik zeichnet automatisch die vom Anwender im Eingabedatensatz durch Zahlen definierte Objekte und ihre geometrische Verknüpfung. Ein ähnliches Tool steht für die Leittechnik zur Verfügung. Nach erfolgtem Rechenlauf kann diese Graphik animiert werden, d. h. der transiente Ablauf wird durch Farbänderungen in den Objekten visualisiert. Im Analysesimulator ATLAS ist ATHLET zur umfassenden Anlagensimulation mit Eingriffen in den Ablauf der Simulation implementiert.

Für die im vorliegenden Bericht beschriebenen Analysen wurden die folgenden Programmversionen eingesetzt:

- ATHLET 3.1A (Freigabedatum: Mai 2016) /AUS 17a/, /LER 16a/, /LER 16b/, /AUS 16a/
- ATHLET 3.1A Patch 2 (GRS-interne Freigabe: November 2016)
- ATHLET 3.1A Patch 3 (GRS-interne Freigabe: November 2017)
- ATHLET 3.1A Patch 4 (GRS-interne Freigabe: Mai 2018)
- ATHLET 3.2 Release-Version (GRS-interne Freigabe: März 2019) /LER 19a/.

## **2.2 ATHLET-CD**

Zur Simulation von Störfallabläufen im Rahmen von Sicherheitsanalysen für Kernkraftwerke wird gefordert, deterministische Rechenprogramme einzusetzen, die nach Stand von Wissenschaft und Technik möglichst realistische Ergebnisse (best estimate) liefern. Diese Forderung wird sowohl für Auslegungsstörfälle als auch für auslegungsüberschreitende Stör- und Unfälle erhoben. Dabei stehen die Beherrschung von Störfällen und die Wirksamkeit von Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes bezüglich des Anlagenverhaltens und des Quellterms aus dem nuklearen Dampferzeugungssystem im Mittelpunkt des Interesses. Dafür werden die Rechenprogramme ATHLET (Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten) für Transienten und Störfälle ohne wesentliche Kernschäden und ATHLET-CD (Core Degradation) für Unfälle mit schweren Kernschäden entwickelt und validiert /GRS 16/, /AUS 17a/, /LER 16a/, /LER 16b/, /AUS 16a/, /BAL 12/, /TRA 09/.

Die Entwicklung und Einbindung von Modellen in ATHLET-CD erfolgt in enger Zusammenarbeit mit dem Institut für Kernenergetik und Energiesysteme der Universität Stuttgart (IKE). Durch die Modelle zur Bildung und Verlagerung metallischer und keramischer Schmelzen im Kernbereich und zum thermischen Verhalten von Partikelbetten sowie zur Freisetzung von Spaltprodukten und Aerosolen im Kernbereich und zu deren Transport und Ablagerung im Kühlkreislauf wurde das Anwendungsspektrum des Rechenprogramms wesentlich erweitert. Dies wird durch erfolgreiche Nachrechnungen von Bündel- und Integralversuchen, wie z. B. QUENCH, LOFT-LP-FP2 und PHÉBUS FP, oder des TMI-2-Unfalls und des Störfalles in Paks-2 /AUS 10a/, /TRA 09/.

Die Entwicklung der verschiedenen Modelle orientiert sich an den Erfordernissen zur Simulation der Abläufe in einem Kernreaktor. Die ATHLET-CD-Struktur ist modular aufgebaut, um einerseits eine Vielzahl an Modellen für die Simulation anzubieten und andererseits eine günstige Plattform zur Weiterentwicklung zu schaffen (Abb. 2.1).

Zur umfassenden Simulation der Thermo-Fluiddynamik im nuklearen Dampferzeugungssystem ist das Rechenprogramm ATHLET vollständig in ATHLET-CD eingebunden. ATHLET umfasst Module für die Thermo-Fluiddynamik (TFD), für die Wärmeleitung und Wärmeübertragung (HECU), für die Neutronen-Kinetik (NEUKIN), für die Steuerung und Regelung (GCSM) und zur Lösung der Differentialgleichungen (FEBE). Das TFD-Modul hat zwei unterschiedliche Gleichungssysteme zur Simulation der Fluiddynamik: ein 6-Gleichungsmodell mit vollständig separierten Erhaltungsgleichungen für die Wasser- und Dampfphase und ein 5-Gleichungsmodell mit nur einer Impulsgleichung für das Wasser-Dampf-Gemisch und einem allgemein gültigen Modell für die Relativgeschwindigkeit zwischen der Wasser- und der Dampfphase. Außerdem können in der Dampfphase bis zu fünf nicht kondensierenden Gasen und in der Wasserphase Bor und gelöster Stickstoff simuliert werden. Ferner stehen spezielle Modelle für Pumpen, Ventile, Separatoren, Gemischspiegel und kritische Ausströmung zur Verfügung.

Das Modul ECORE umfasst Modelle für Brennstäbe, Steuerelemente (Ag-In-Cd oder  $B_4C$ ) und Brennelementkästen. Das Modul beschreibt das mechanische Brennstabverhalten (Ballooning), die Oxidation von Zirkonium in Dampf oder Dampf-Luft-Gemischen sowie von Borkarbid in Dampfumgebung anhand von Arrhenius-Gleichungen, die Auflösung von Brennstoff durch Zirkonium und von Borkarbid durch Stahl sowie das Schmelzen von metallischen und keramischen Komponenten. Nach dem vollständigen Aufschmelzen einer Komponente in einer Zone wird die Schmelzeverlagerung durch mit konstanter Geschwindigkeit ablaufende Strahlen simuliert. Das Modell berücksichtigt Oxidation, Erstarren, Wiederaufschmelzen und Wiedererstarren sowie das Entstehen und Auflösen von Blockaden. Der Dampf- oder Sauerstoffverbrauch und die Wasserstoffherzeugung durch die Oxidation sowie Strömungsblockaden werden im Fluiddynamik-Modell berücksichtigt. Neben der konvektiven Wärmeübertragung wird auch Wärmestrahlung zwischen den Brennstäben und der Kernumgebung modelliert. Umgebende Kernstrukturen und Abstandshalter werden mit dem ATHLET-Modul HECU (Wärmeübergang und -leitung) modelliert, wobei Oxidationsvorgänge bis zum Erreichen der Schmelztemperatur, nicht aber Abschmelz- und Verlagerungsvorgänge simuliert werden können.

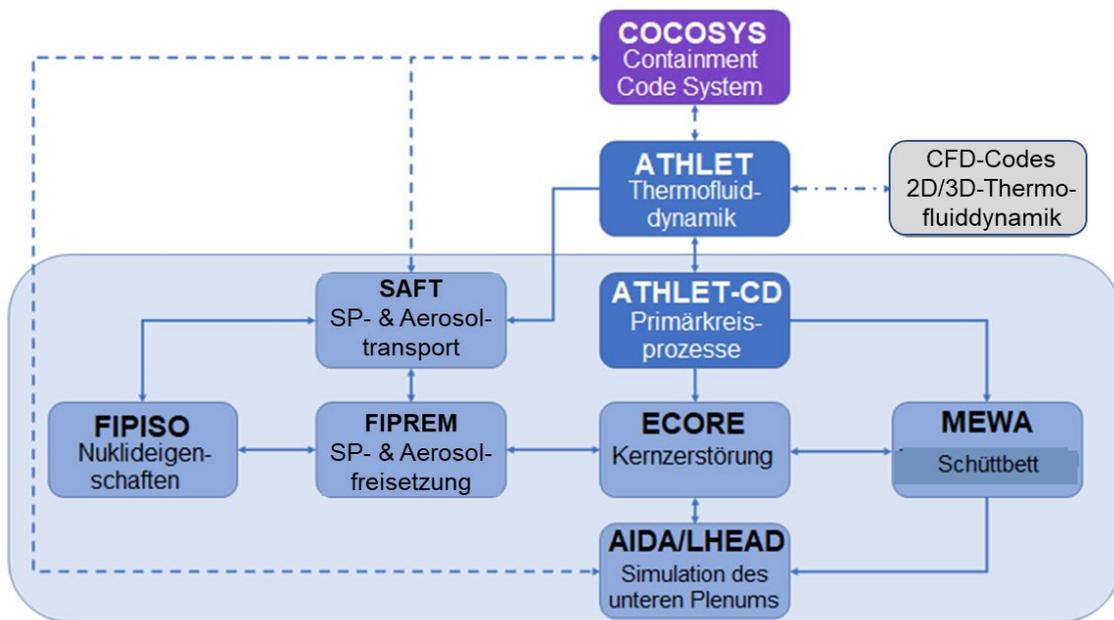
Das Modul FIPREM (Fission Product Release Module) beschreibt die Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzung anhand von Arrhenius-Gleichungen. Für die Spaltproduktfreisetzung steht auch ein Diffusionsmodell zur Verfügung. Die Freisetzung von Absorbermaterialien (Ag, In, Cd) wird über den Partialdruck als Funktion der Absorbentemperatur berechnet. Die Bildung chemischer Verbindungen sowie der Transport und die Rückhaltung der Spaltprodukte und Aerosole werden mit dem Modul SAFT (Simulation of Aerosol and Fission Product Transport) simuliert. SAFT basiert auf dem Programm SOPHAEROS, das vom Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN) entwickelt und auch im Rechenprogramm ASTEC (Accident Source Term Evaluation Code) verwendet wird. Durch eine Vorausrechnung kann bei vorgegebener Reaktorleistungshistorie der Kernabbrand (OREST) bestimmt werden. Durch die Kopplung zwischen Spaltprodukttransport und radioaktivem Zerfall (FIPISO) kann die örtliche und zeitliche Entwicklung des Spaltproduktinventars (Massenanteil, Zerfallsleistung und Aktivität) verfolgt werden.

Das Programmsystem ATHLET/ATHLET-CD ist außerdem mit dem Containment Code System COCOSYS im Rahmen des GRS Codesystems AC<sup>2</sup> gekoppelt und wird als wesentliches Prozessmodell für Kernreaktoren in dem interaktiven Analysesimulator ATLAS verwendet.

Die Modelle zur Simulation der späten Phasen eines Unfalls mit Kernzerstörung sind noch in der Entwicklung. Sie sollen das thermische Verhalten einer Partikelschüttung mit Schmelzen, Erstarren, Quenchen und Verlagerung in das untere Plenum sowie das Versagen des Reaktordruckbehälters beschreiben. Das Modul MEWA zur Simulation der Partikelschüttung ist bereits in ATHLET-CD implementiert. Es hat seine eigene zweidimensionale Fluidodynamik für die Strömung in porösen Medien und ist an den Rändern mit der ATHLET-Fluidodynamik gekoppelt. Der Übergang von der nahezu intakten Kerngeometrie (ECORE) zur Partikelschüttung (MEWA) erfolgt abhängig vom lokalen Grad der Kernzerstörung. Das Modul AIDA zur Beschreibung des Schmelzesees im unteren Plenum wird weiterentwickelt und implementiert.

Für die hier beschriebenen Analysen wurden die folgenden Programmversionen verwendet:

- ATHLET-CD 3.1A (Freigabedatum: Mai 2016) /GRS 16/
- ATHLET-CD 3.1A Patch 4 (GRS-interne Freigabe: Mai 2018)
- ATHLET-CD 3.2 (GRS-interne Freigabe: März 2019): Diese Programmversion beinhaltet eine überarbeitete Version des Moduls AIDA sowie das neue Modul SAFT zur Simulation der Spaltprodukttransport im Primärkreislauf /AUS 19/.



**Abb. 2.1** Schematische Darstellung der modularen Struktur von ATHLET-CD /WIE 19b/

### **3 Anlagen und Versuchsprogramme zur Untersuchung von Störfall- und Unfallabläufen**

Kapitel 3 umfasst die Beschreibung der Versuchsanlagen mit den dazugehörigen Versuchsprogrammen, aus denen im Rahmen des Vorhabens RS1548 von der GRS Versuche nachgerechnet wurden oder zu denen im Rahmen der Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen beigetragen wurde.

#### **3.1 Anlagen zur Untersuchung von Störfallabläufen ohne Kernschäden**

##### **3.1.1 PKL III**

Die PKL- (Primärkreislauf)-Versuchsanlage wurde im Jahr 1975 als 3-Loop-Anlage in Erlangen errichtet, um KMV-Störfälle mit großen Lecks in DWRs zu untersuchen. Nach Beendigung der Versuchsserien PKL I und PKL II wurde der Versuchsstand von 1986 bis 1987 umgebaut. Seitdem hat die PKL-Anlage 4 nahezu identische Loops mit aktiven Hauptkühlmittelpumpen sowie diverse Regelungssysteme (z. B. Volumenregelsystem KBA, Druckhalterregelsystem JEF und sekundärseitige Füllstandsregelungen LAB und LAR) und simuliert somit den gesamten Primärkreislauf und wesentliche Teile der Sekundärseite eines 1300 MWe-DWR deutscher Bauart. Als Referenzanlage diente KKP-2, ein deutscher DWR der Vor-Konvoi-Serie. Im weiteren Verlauf wurde der Versuchsstand entsprechend den Anforderungen der Versuche modifiziert und erweitert. Eine ausführliche Beschreibung der Anlage findet sich in /SCH 16a/, /SCH 17/. Einen Eindruck von der räumlichen Anordnung des Versuchsstandes gibt Abb. 3.1. Die Anordnung der PKL-Kreisläufe ist in Abb. 3.2 dargestellt.

Bei der Auslegung und den Umbauten des Versuchsstandes wurden die folgenden Prinzipien beachtet:

- Die Volumen-, Leitungsquerschnitts- und Leistungsskalierung beträgt 1:145.
- Die geodätischen Höhen werden im Verhältnis 1:1 nachgebildet.
- Die Druckverluste einphasiger Strömungen entsprechen denen der Referenzanlage.

- Kern und Dampferzeuger werden als Ausschnitte der Systeme der Referenzanlage realisiert, so dass die Einzelkomponenten wie z. B. Heizstäbe und U-Rohre die gleichen Dimensionen haben, aber in herunterskaliertes Anzahl eingebaut sind.
- Die Anlage wird primärseitig mit maximal 45 bar betrieben, sekundärseitig mit maximal 56 bar.
- Der richtigen Simulation physikalischer Phänomene wird Vorrang vor der konsistenten (geometrischen) Skalierung gegeben.

Aus dem letzten Punkt dieser Prinzipien ergeben sich zum Teil deutliche Abweichungen von den geometrischen Skalierungsvorgaben. So wurde der Durchmesser der heißen Stränge nachträglich erweitert, um dort Schichtungsphänomene z. B. im Reflux-Condenser-Mode korrekt simulieren zu können (Abb. 3.3). Aufgrund des niedrigen Betriebsdrucks ergeben sich aber für die Übertragbarkeit von Vorgängen, die in der Reaktoranlage bei einem höheren Druck ablaufen, Einschränkungen. Die quantitative Übertragung erfolgt in diesen Fällen über ein validiertes Rechenprogramm oder auch durch den Vergleich mit Versuchsergebnissen aus anderen Versuchsanlagen mit Originaldruck.

PKL ist die einzige Versuchsanlage dieser Größe weltweit mit 4 identischen Kühlmittelschleifen, die symmetrisch um den Reaktordruckbehälter angeordnet sind /SCH 16a/, /SCH 17/. Diese Konfiguration erlaubt die Untersuchung von Störfällen unter realistischen Bedingungen und schließt auch Störfälle ein, die durch asymmetrische Randbedingungen für einzelnen Loops charakterisiert sind.

Der PKL III-Versuchsstand besteht aus den mit Wärmeschutzmatten isolierten Komponenten der Primär- und Sekundärseite und der Anschlusssysteme. Zu den Primärkreis-komponenten gehören der Reaktordruckbehälter (RDB) mit dem elektrisch beheizten Kern, die vier symmetrisch an den RDB anschließenden Loops mit den Hauptkühlmittelpumpen (HKMP) und den Dampferzeugern (DE) sowie der über die Volumenausgleichsleitung („surge line“) an den heißen Strang von Loop 2 gekoppelten Druckhalter (DH) mit DH-Ventilstation.

Der RDB, mit einem zulässigen Betriebsdruck von 45 bar, besitzt einen Downcomer, der im oberen Bereich zur Einbindung der vier kalten Stränge als Ringraum ausgebildet ist und im mittleren und unteren Bereich zur Nachbildung der Strömungsdruckverluste aus zwei außen liegenden Rohren besteht. Der in drei radiale Leistungszonen aufgeteilte

Kern besteht aus 314 elektrisch beheizten und 26 unbeheizten Stäben mit einer Gesamtleistung von 2,5 MW. Dies entspricht einer skalierten Leistung von 10 %. Der zeitliche Leistungsverlauf kann als Regelgröße vorgegeben werden. Die Wärmeverluste im Primärkreislauf werden bei PKL teilweise durch eine Anhebung der Bündelleistung kompensiert und die Wärmeverluste des Deckelraums mit einer elektrischen Stützheizung ausgeglichen.

Die Hauptkühlmittelpumpen in den vier Loops sind als aktive Komponenten ausgebildet, wobei sowohl der skalierte Massenstrom als auch das zeitliche Auslaufverhalten mittels geregelter Drehstrommotoren simuliert werden können. Der Strömungswiderstand der stehenden HKMP wird wegen des wesentlich kleineren Widerstandes einer stehenden PKL-Pumpe mit einer vorgeschalteten Drosselklappe eingestellt. Diese besteht aus einer Lochblende, die nach dem Pumpenstillstand quer zur Strömung gestellt wird. Die Pumpenkühlung wird ebenfalls berücksichtigt.

Der Primärkreisdruck kann über den an den heißen Strang 2 gekoppelten Druckhalter durch Heizen oder Sprühen (betriebliches Sprühen, Hilfssprühen) im vorgegebenen Regelbereich gehalten werden. Das betriebliche Sprühen erfolgt mit Wasser aus den kalten Strängen und das Hilfssprühen mit Wasser aus dem Volumenregelsystem (KBA). Die DH-Heizung ist an der PKL III-Anlage als Bypass-Heizung ausgeführt, d. h. die elektrische Heizung befindet sich an einer Bypass-Leitung zum unteren DH-Bereich. Zusätzlich ist der DH mit einer über der Gesamtlänge wirksamen Stützheizung zur Kompensation der Wärmeverluste ausgestattet. Mit der Druckhalter-Ventilstation des PKL-Druckhalters kann sowohl die Druckbegrenzung als auch die Druckentlastung simuliert werden, wobei der Strömungsquerschnitt zur Simulation der hauptsächlich im niedrigen Druckbereich stattfindenden Druckentlastung nur leistungsskaliert ist. Der Strömungsquerschnitt zur Simulation, der am Reaktor im hohen Druckbereich stattfindenden Druckbegrenzung ist, leistungs- und druckskaliert, da der maximale Betriebsdruck der Primärseite der PKL-Anlage auf 45 bar beschränkt ist.

Für den Wärmetransport von der Primär- zur Sekundärseite sind die vier Dampferzeuger mit je 28 zur Referenzanlage identischen U-Rohren (plus zwei Blindrohren) ausgerüstet. Das sekundärseitige Wasser- und Dampfvolumen ist im U-Rohrbereich und darüber skaliert nachgebildet. Auf den Einbau von Wasserabscheidern (Grob- und Feinabscheider) konnte aufgrund des niedrigen Leistungs- und Geschwindigkeitsbereichs (keine mechanische Separationswirkung) verzichtet werden. Der Abströmwiderstand der Dampfströmung aus dem Dampfraum wird durch eine Lochplatte und einen skalierten Flowlimiter

simuliert. Der Downcomer der DE wird im oberen und unteren Bereich durch einen Ringraum und im mittleren Bereich durch zwei außen liegende Rohre nachgebildet. Im unteren Steigraumbereich der DE befindet sich zur Kompensation der Wärmeverluste je eine Bypass-Heizung ähnlich der im DH.

Von den primärseitigen Anschlussystemen sind an der PKL III-Anlage das Volumenregelsystem (KBA) und das nukleare Nachwärmeabfuhrsystem (JN) nachgebildet, wobei das JN-System aus den Teilsystemen für die Hochdruckeinspeisung (JND), die Druckspeichereinspeisung (JNG), die Niederdruckeinspeisung (JNA) und die Nachwärmeabfuhr (JN(A)) besteht. Im Jahr 1998 wurde die Zahl der Druckspeicher von vier Druckspeichern, die an den jeweiligen heißen oder kalten Strang angeschlossen werden konnten, auf acht Druckspeicher erhöht.

Von den sekundärseitigen Anschlussystemen werden das über einen Sammler gekoppelte Frischdampfleitungssystem (LBA) mit der Frischdampfumleitstation (FDU), das Speisewasser- (LAB, LABZ) und das Notspeisewassersystem (LAR) sowie das DE-Abschlammssystem (LCQ) berücksichtigt.

Im Versuchsprogramm PKL III H (Juni 2012 bis April 2016) hat AREVA NP experimentelle Untersuchungen zum Systemverhalten von Druckwasserreaktoren bei Störfallsimulationen durchgeführt. Im Mittelpunkt standen thermohydraulische Untersuchungen zu auslegungsüberschreitenden Ereignissen, wie z. B. Station Blackout und zu Ereignissen im Nichtleistungsbetrieb. Das Vorhaben wurde vom BMWi (Vorhaben 1501436), von den deutschen Betreibern und von der OECD im Rahmen des OECD/NEA PKL-3 Projekts gefördert /NEA 21/.

Von den insgesamt 10 Einzelversuchen im Versuchsprogramm wurden 2 Tests, die bezüglich Anlagenkonfiguration und Fahrweise hauptsächlich auf deutsche DWR-Anlagen zugeschnitten waren, im nationalen Teilprogramm durchgeführt. Die restlichen 8 Versuche, die bezüglich Anlagenkonfiguration oder Fahrweise sowohl deutsche als auch internationale Aspekte abdecken, wurden sowohl mit der PKL-Arbeitsgruppe als auch mit der internationalen Arbeitsgruppe innerhalb des OECD PKL-3-Projekts (PRG - Program Review Group) abgestimmt.

Die Einzelversuche können den folgenden Untersuchungsthemen zugeordnet werden /SCH 16a/:

- H1: Kühlmittelverlust-Störfälle mit zusätzlichen Ausfällen von Sicherheitssystemen
- H2: Untersuchungen zum Station Blackout
- H3: Untersuchungen von Ereignissen im Nichtleistungsbetrieb
- H4: Abfahren der Anlage bei isolierten Dampferzeugern
- H5: Boranreicherung im Kern nach Störfällen mit großem Leck

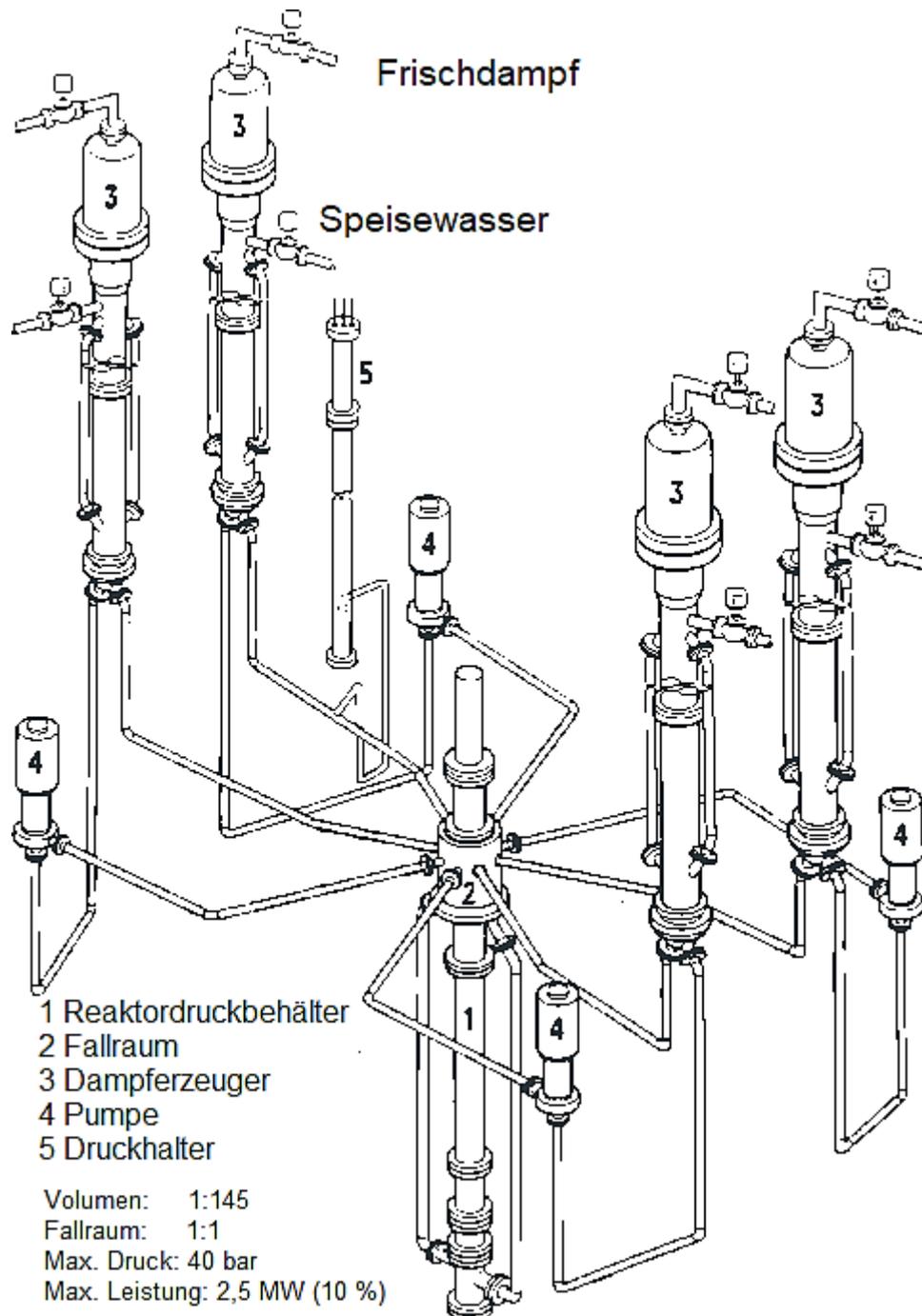
Das aktuelle Versuchsprogramm PKL IIIi (Juli 2016 bis Mai 2020) wird von der Nachfolge-Organisation FRAMATOME GmbH durchgeführt. Das Versuchsprogramm besteht aus 9 Versuchen, davon 8 im Rahmen des internationalen OECD/NEA PKL-4 Projekts /NEA 21/. Im Mittelpunkt stehen systematische Untersuchungen von thermohydraulischen Phänomenen sowie die experimentelle Absicherung von Abfahrprozeduren. Die Versuche umfassen die folgenden Untersuchungsthemen:

- i1: Untersuchungen relevanter thermohydraulische Vorgänge zur Modellentwicklung und Validierung von thermohydraulischen Systemcodes für große Lecks
- i2: Untersuchungen zu Kühlmittelverlust (KMV)-Störfällen mit kleinen und mittleren Lecks
- i3: Untersuchungen zu Ereignissen im Nicht-Leistungsbetrieb
- i4: Experimentelle Absicherung und Verifikation von Abfahrprozeduren
- i5: Abschließende Untersuchungen zur Boranreicherung
- i6: Dampferzeuger-Heizrohrleck in mehreren Dampferzeugern.

Vor dem Start des Versuchsprogramms wurde die Anlage um vier zusätzlichen Bypass-Leitungen zwischen dem Ringraum und den heißen Strängen erweitert.

Insbesondere für den geplanten Versuch i4.1 (Ausbildung der RDB-Deckelblase beim Abfahren unter Naturumlaufbedingungen) wurden im 2. Halbjahr 2018 ein neuer RDB-Deckel sowie ein neues oberes Kerngerüst (OKG) eingebaut. Durch den Einbau der neuen Komponenten sollen die thermohydraulischen Eigenheiten, die sich aus einer

nahezu vollständigen Trennung von oberem Plenum und RDB-Deckelraum (typisch für Framatome, Westinghouse oder EPR Druckwasserreaktoren) ergeben, untersucht werden.



**Abb. 3.1** Übersicht über die räumliche Anordnung der PKL III-Versuchsanlage /SCH 17/

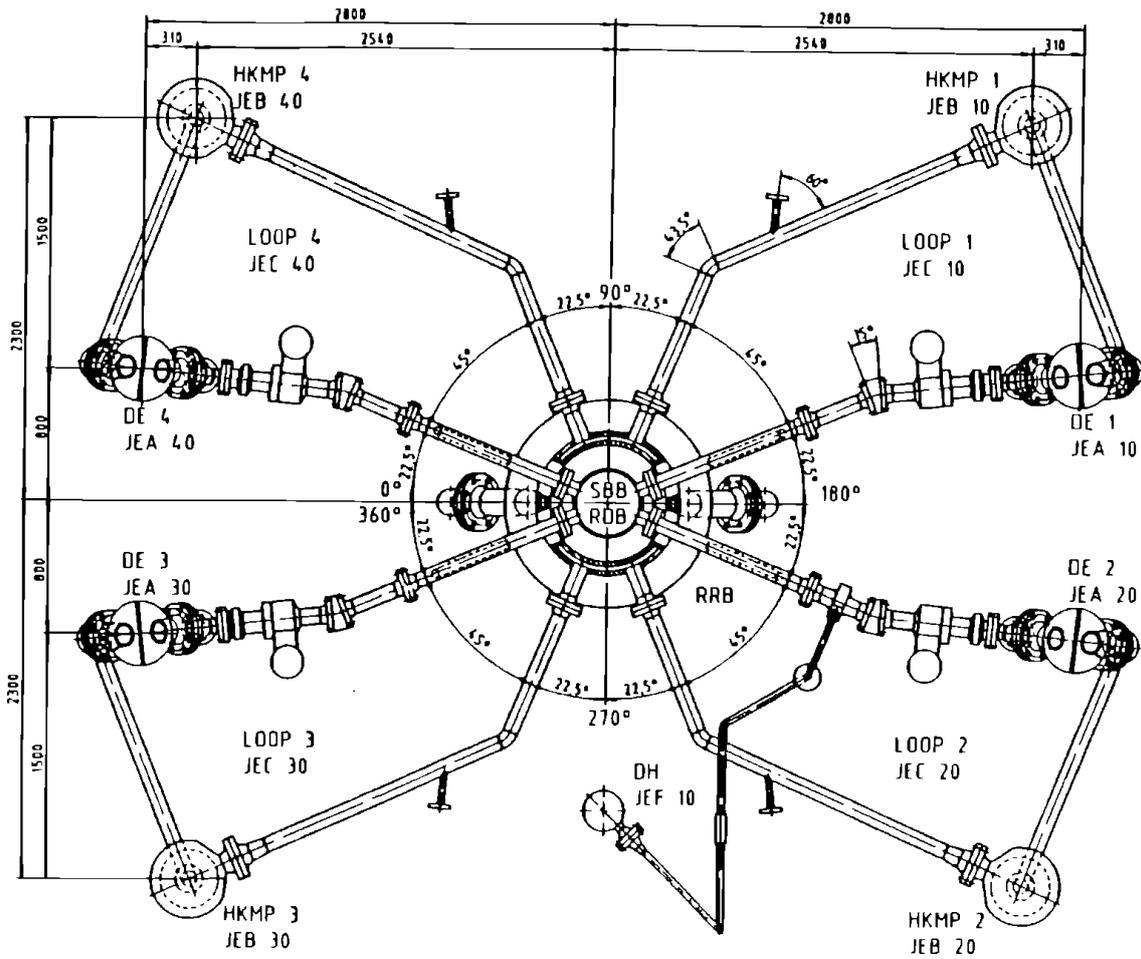
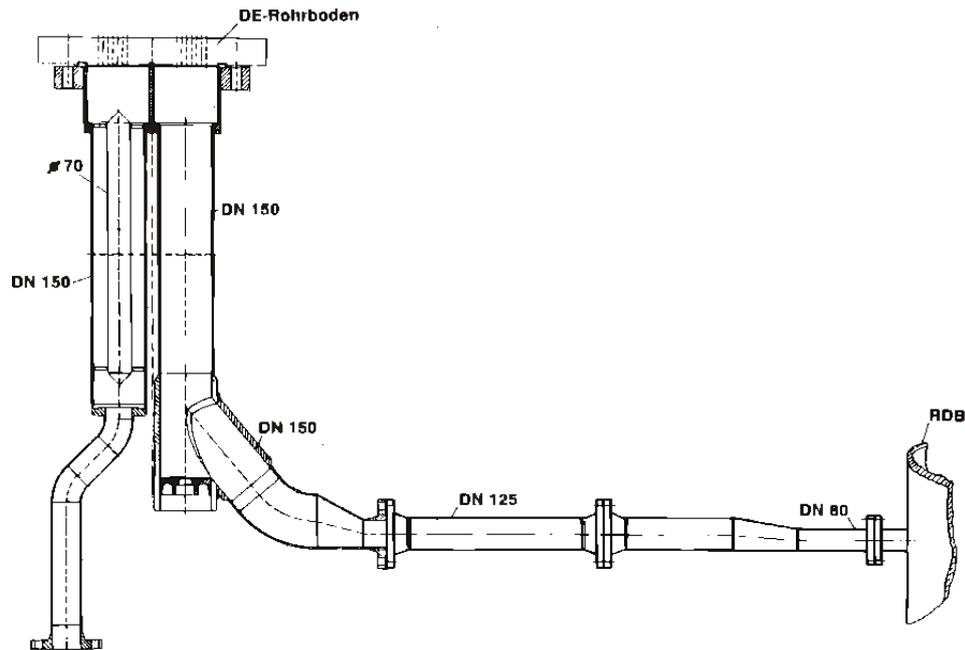


Abb. 3.2 Loop-Anordnung der PKL III-Versuchsanlage /SCH 17/



**Abb. 3.3** Heißer Strang der PKL III-Versuchsanlage mit DE-Ein- und -Austritt /SCH 17/

### 3.1.2 ATLAS

Die Versuchsanlage ATLAS (Advanced Thermal-Hydraulic Test Loop for Accident Simulation) wird von KAERI (Korea Atomic Energy Research Institute) betrieben. Bei ATLAS handelt es sich um eine Anlage für thermohydraulische Integraltests für Druckwasserreaktoren vom Typ APR1400 bzw. OPR1000 /KAE 17/ (APR = Advanced Power Reactor; OPR = Optimum Power Reactor). Das Referenzkraftwerk APR1400 erzeugt eine thermische Leistung von 4.000 MW und besitzt ein Kühlsystem, das aus zwei heißen sowie vier kalten Strängen besteht. ATLAS besitzt ebenso wie der APR1400 zwei Kühlkreisläufe und wurde nach der Skalierungsmethode von Ishii und Kataoka entworfen /ISH 83/. Die Skalierung entspricht dabei 1:2 der Höhe und 1:288 des Volumens der Referenzanlage.

Grundsätzlich besteht die Versuchsanlage aus dem Primärkreislauf, dem Sekundärkreislauf, einem Hilfsspeisesystem, einem System zur Simulation des Bruchs, einem modellierten Containment sowie Hilfssystemen (Abb. 3.4). Das Primärsystem umfasst dabei den Reaktordruckbehälter, zwei heiße sowie vier kalte Stränge, einen Druckhalter, vier Hauptkühlmittelpumpen und zwei Dampferzeuger. Das Sekundärsystem ist jeweils mit nur einer Zirkulationsschleife vereinfacht nachgebildet. Der erzeugte Dampf wird in

einem Kondensatortank kondensiert und als Speisewasser wieder den Dampferzeugern zugeführt.

Der Reaktordruckbehälter und der simulierte Kern sind so konzipiert, dass die Verteilung von Temperatur, Druck, Kühlmittelvolumen, Massenstrom und Durchflussfläche erhalten bleibt. Weiterhin ist das Design so gewählt, dass der hydraulische Durchmesser und wichtige lokale Phänomene erhalten bleiben. Im Downcomer lag das Hauptaugenmerk bei der Konzeption hingegen auf der Wiedergabe multidimensionaler Phänomene bei Einspeisungen in den Druckbehälter (DVI = Direct Vessel Injection) sowie auf der Erhaltung des Oberflächenspannungseffekts und des Strömungsregimes. Der Energieübertrag von der Druckbehälterwand auf den Downcomer ist aufgrund der vergrößerten Oberflächen stark verzerrt, was einen starken Einfluss auf den Dampfblasengehalt zur Folge hat. Sämtliche Bauteile des insgesamt etwa 6,60 m langen Reaktordruckbehälters bestehen aus Stahl.

Ein Bündel aus elektrischen Heizstäben, das im unteren Teil des Druckbehälters eingebaut ist wird verwendet, um den Reaktorkern nachzubilden. Dazu dienen elektrische Heizstäbe, die in drei Gruppen eingeteilt sind und sich im inneren, im mittleren bzw. im äußeren Bereich des Bündels befinden. Außerdem beinhaltet das Bündel noch sechs unbeheizte Stäbe. Das axiale Leistungsprofil entspricht einer diskreten Cosinus-Form. Der äußere Durchmesser eines Heizstabes beträgt 9,5 mm, was dem Brennstabdurchmesser im APR1400 entspricht. 16x16 Stäbe werden von einem prototypischen Abstandhalter umfasst. Das Hüllrohrmaterial der Heizstäbe besteht aus Inconel 600 (bzw. NCF 600).

Die Notkühlsysteme des APR1400 bzw. OPR1000 sind zu einem großen Teil im Notspeisesystem von ATLAS abgebildet. Dieses besteht aus vier Einspeisetanks (SITs) und einer Sicherheits-Einspeisepumpe (SIP-Pumpe), welche verschiedene Operationsmodi wie Zuspeisung, Entnahme, Hilfssprühen, Vorheizen, Noteinspeisung, Langzeitkühlung, Kühlung bei abgeschalteter Anlage und Dauerumlaufoperationen simulieren kann. Einspeiseleitungen führen in den Downcomer im Reaktordruckbehälter (DVI) und in die kalten Stränge. Das System zur Simulation des Lecks besteht aus einem schnell öffnenden Ventil, einer Düse und der Instrumentierung. Das System ist für genau skalierte Massenströme im Falle von LOCA-Tests ausgelegt.

Die ATLAS-Anlage umfasst außerdem zwei Dampferzeuger, welche mit Ausnahme eines Bruch-Bauteils zur Simulation eines U-Rohr-Bruchs im Dampferzeuger SG-1 gleich

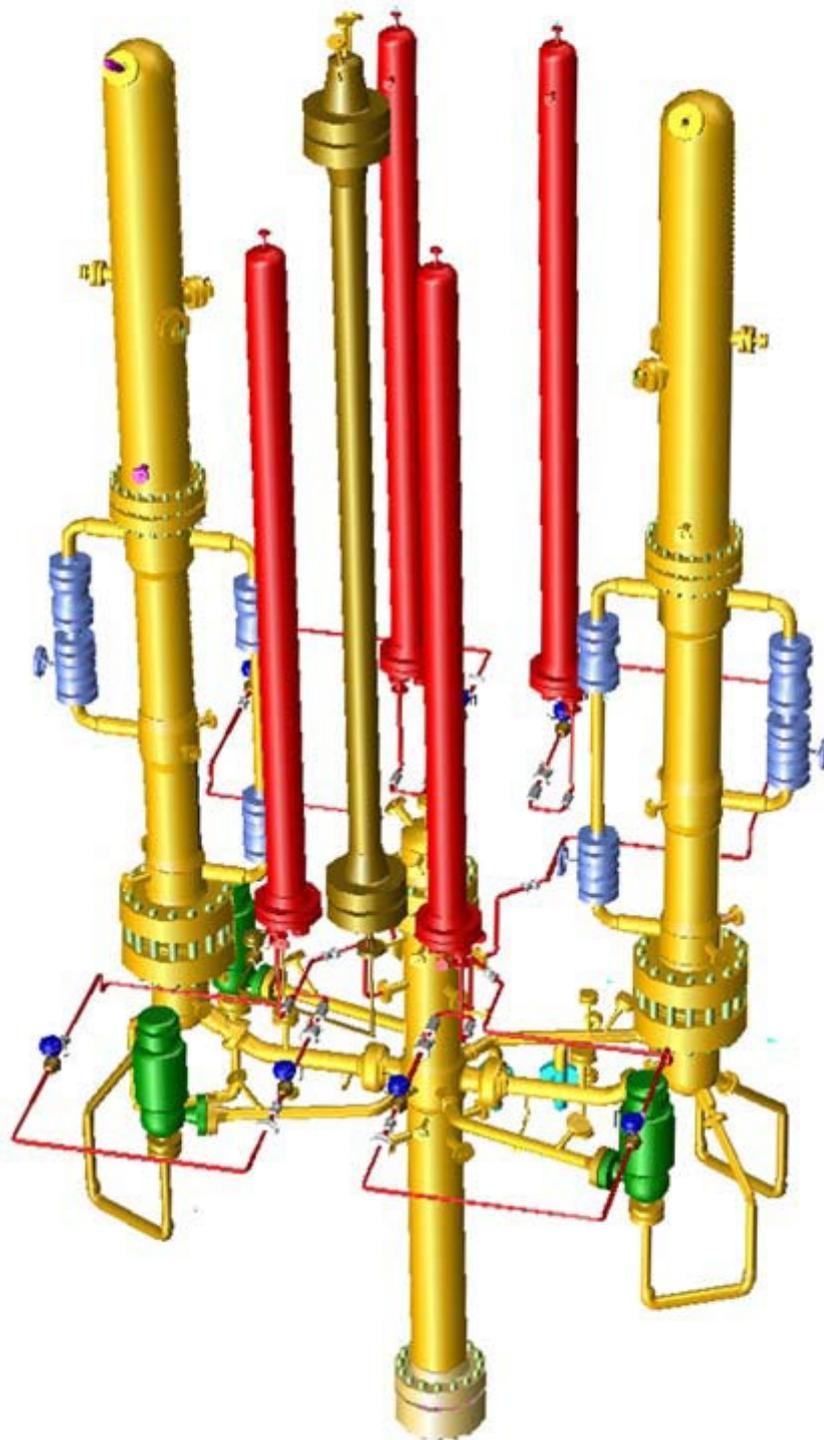
aufgebaut sind. Jeder Dampferzeuger besteht im Wesentlichen aus einem unteren Plenum, 176 U-Rohren, einem mittlerem und einem oberem Dampferzeugerbehälter, zwei Fallrohren, einem Dampfabscheider und einem Trockner. Die U-Rohre haben einen äußeren Durchmesser von etwa 14 mm und eine mittlere Länge von ca. 8,8 m.

Die Sekundärseite des Dampferzeugers im Loop 2 ist mit einer skalierten Nachbildung des passiven Hilfsspeisewassersystems PAFS (Passive Auxiliary Feedwater System) verbunden, welches für die neue Generation der koreanischen Druckwasserreaktoren APR+ konzipiert wurde /KAN 12/. Das nachgebildete passive System, das die gleichen Höhenskalierung (1:2) wie die ATLAS-Anlage aufweist, besteht aus einer Dampf-Zulaufleitung, einem Wärmetauscher (PCHX) mit drei Rohren, einer Wasser-Ablaufleitung, und einem Kondensationsbehälter (PCCT – Passive Condensation Cooling Tank, Abb. 3.5).

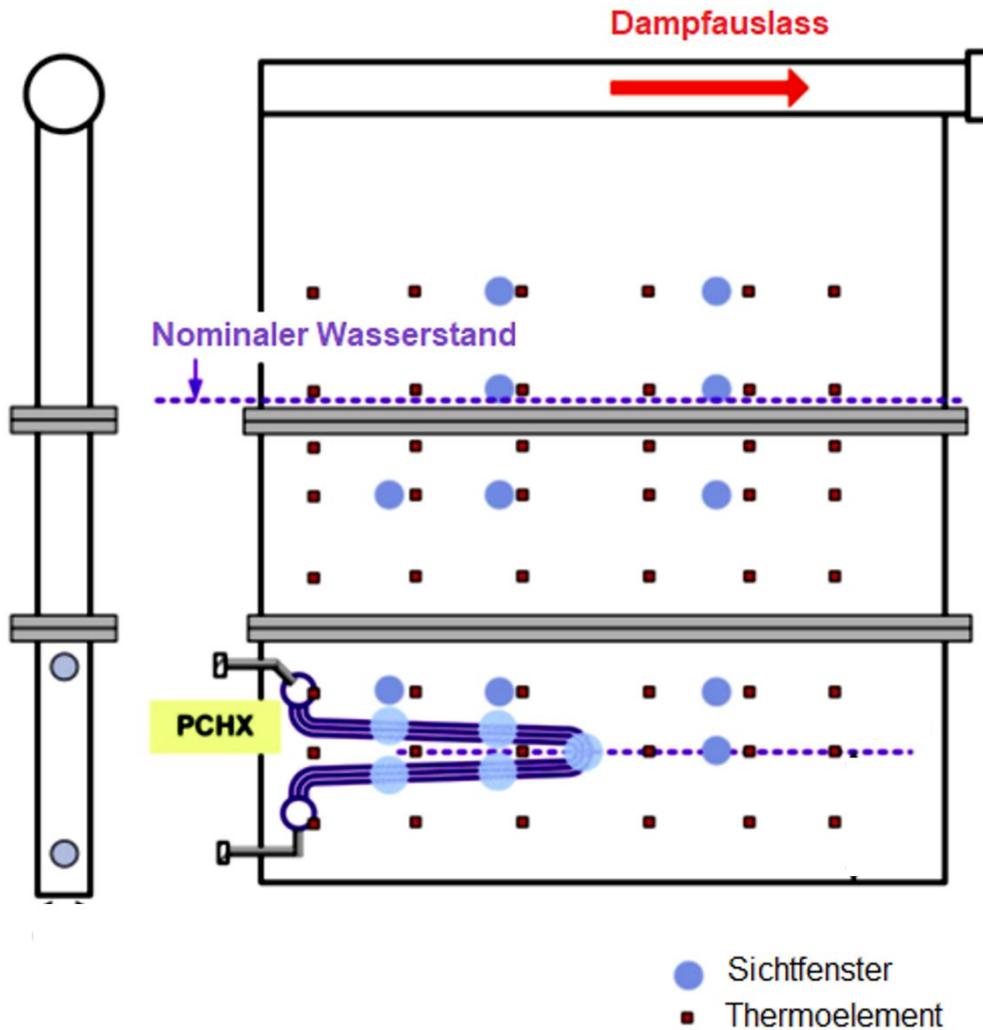
Im Jahr 2017 wurde die Versuchsanlage erheblich umgebaut. Wesentliche Änderungen waren der Einbau eines beweglichen Siebs im unteren Plenum, der die Simulation von Strömungsblockaden am Kerneintritt ermöglichen soll, sowie die Installation eines neuen Brennstabbündels. Bedingt durch diese Änderungen wurde der Reaktordruckbehälter neu angefertigt. Die Anzahl der Thermoelemente im Druckbehälter wurde deutlich erweitert, mit einer verbesserten räumlichen Auflösung für die Temperaturmessung sowohl für das Kühlmittel als auch für die Wandungen im Ringraum und im Deckelraum des Druckbehälters. Die Messung der Kühlmitteltemperaturen am Kernaustritt als Kriterium zur Auslösung von Notfallmaßnahmen wurde auch aufgebessert.

Des Weiteren wurden die ursprünglichen Druckspeicher (SITs) durch vier sog. hybriden Druckspeicher ersetzt. Die Deckelräume der hybriden Druckspeicher sind durch eine absperrbare Druckleitung (PBL - Pressure Balance Line) mit dem Druckhalter verbunden, was eine passive, nur durch den Druckunterschied zwischen Reaktorkühlkreislauf und Druckspeicher betriebene Notkühlein speisung nachbilden kann. Die Druckspeicher sind sowohl an den Ringraum des Reaktordruckbehälters (DVI) als auch an die kalten Stränge angeschlossen.

Ausführliche Angaben zur ATLAS-Versuchsanlage sind der Systembeschreibung in /LEE 17/ zu entnehmen.



**Abb. 3.4** Grundkonfiguration der Versuchsanlage ATLAS / LEE 17/



**Abb. 3.5** Grundkonfiguration des Kondensationsbehälters PCCT für das passive Hilfsspeisewassersystem PAFS /KAN 12/

### 3.1.3 ROSA-V/LSTF

Das japanische Atomforschungsinstitut JAEA (Japan Atomic Energy Agency), früher JAERI (Japan Atomic Energy Research Institute), initiierte 1991 das Forschungsvorhaben ROSA-V (Rig of Safety Assessment No. 5), in dessen Rahmen seit April 1993 das Versuchsprogramm ROSA-V/LSTF (Large Scale Test Facility) durchgeführt wird. Hauptziele dieses Programms sind die Wirksamkeit von Notfallschutzmaßnahmen bei auslegungüberschreitenden Störfällen zu untersuchen, verbesserte Notfallschutzmaßnahmen zur Vermeidung von schweren Störfällen zu entwickeln, passive Sicherheitseinrichtungen für die nächste Generation von Kernreaktoren zu untersuchen

und experimentelle Daten zur Entwicklung und Validierung von Modellen und Rechenprogrammen bereitzustellen.

Die Versuchsanlage LSTF, die sich auf dem Gelände von JAEA in Tokai-Mura befindet, ist das im Maßstab 1:48 volumetrisch skalierte Modell eines Westinghouse Druckwasserreaktors mit 4 Kreisläufen und 3.423 MW<sub>th</sub>. Eine schematische Darstellung der Versuchsanlage ist in Abb. 3.6 wiedergegeben. Wesentliche Merkmale der Anlage sind in der Tab. 3.1 zusammengefasst.

Die Versuchsanlage besteht aus den Primär- und Sekundärkühlsystemen, dem Blow-down- und Containmentsystem, dem Notkühlsystem, dem Energieversorgungssystem, den Hilfssystemen wie N<sub>2</sub>-Tank, der Instrumentierung zur Steuerung der Prozesse und dem Messtechniksystem.

Die LSTF-Anlage ist auf den vollen Systemdruck von 160 bar ausgelegt. Die 4 Kühlkreisläufe der Referenzanlage sind zu 2 Zweifachkreisläufen zusammengefasst. Die Volumina und Strömungsflächen des Druckbehälters sind im Maßstab 1:48 skaliert und die der beiden Zweifachkreisläufe im Maßstab 1:24. Die horizontalen Stränge der Kreisläufe sind mit Hilfe der Froudezahl-Skalierung ( $L/\sqrt{D}$ ) modelliert, damit die bei der Phasenseparation auftretenden Strömungsformen und Umschlagpunkte reaktortypisch nachgebildet werden. Die Höhen sind im Maßstab 1:1 skaliert, um eine realistische Simulation des Naturumlaufs zu ermöglichen.

Der elektrisch beheizte Kern der LSTF-Versuchsanlage hat eine Leistung von 10 MW (= 14 % der im Maßstab 1:48 skalierten nominalen Kernleistung). Damit ist es möglich, dem Primärkreis die der Realanlage entsprechend skalierte Nachzerfallsleistung zuzuführen. Die 17x17-Brennelemente des Referenzreaktors werden in der Versuchsanlage durch Heizleiterbündel der Größe 7x7 nachgebildet, wobei für die Länge und den Durchmesser der indirekt beheizten elektrischen Brennstabsimulatoren die Originaldaten beibehalten wurden. Axiales und radiales Leistungsprofil des LSTF-Kerns sind reaktortypisch.

Im Rahmen des ROSA-V Programms wurde ein neuer Druckhalter in die LSTF-Anlage eingebaut. Der mit Heizung, Sprühsystem und Entlastungs- und Sicherheitsventilen ausgerüstete Druckhalter besitzt die gleiche Höhe wie der in der Referenzanlage und ist am heißen Strang im Loop A angeschlossen. Die Eigenschaften und

Anschlussmöglichkeiten der Notkühlsysteme (Hoch- und Niederdruckeinspeisung, Druckspeichereinspeisung) und des Nachwärmeabfuhrsystems wurden ebenfalls für das neue Versuchsprogramm erweitert.

Das Blowdown- und Containmentsystem der LSTF-Anlage besteht aus einer instrumentierten Brucheinheit, dem dazugehörigen Rohrleitungssystem und dem Auffangtank für das Leckagewasser. Mit dem Blowdownsystem können an 20 verschiedenen Stellen der Primär- und Sekundärseite Leckagen mit unterschiedlichen Bruchorientierungen eingeleitet werden. Die Kombination unterschiedlicher Bruchlagen ist möglich.

Die Dampferzeuger enthalten U-Rohre in Originalabmessungen, und die unterschiedlich hoch angeordneten Rohrbögen decken den gesamten Höhenbereich der Rohrbögen in der Referenzanlage ab. Grob- und Feinabscheider sind ebenfalls reaktortypisch simuliert. Die ringförmigen Downcomer in den Dampferzeugern der Referenzanlage sind in den beiden LSTF-Dampferzeugern durch je 4 externe Rohre nachgebildet. Um bei skaliertem Wärmetauscherfläche die in den Dampferzeugern übertragene Leistung auf 14 % zu begrenzen, wird mit einer erhöhten Sekundärtemperatur gearbeitet. Hierfür ist eine Anhebung des Sekundärdrucks von 6,4 MPa (Realanlage) auf 7,3 MPa (LSTF) notwendig.

Die Strömungswiderstände der Anlagenkomponenten orientieren sich an der Referenzanlage. Der Kühlmittelstrom im Primärkreislauf wird durch den Betriebszustand der drehzahlgesteuerten Hauptkühlmittelpumpen sowie durch spezielle Drosselventile in den beiden Pumpenbögen bestimmt.

Die Behälter und Rohrleitungssysteme der LSTF-Anlage sind wärmeisoliert. Zur weitgehenden Kompensation der verbleibenden Wärmeverluste ist eine Schutzheizung an der Oberfläche der wichtigsten Komponenten angebracht.

Die Instrumentierung der LSTF-Anlage ist so konzipiert, dass die thermohydraulischen Phänomene bei kleinen Lecks und Transienten detailliert erfasst werden können. Die LSTF-Messtechnik umfasst ca. 1.760 Instrumente. Zum Einsatz kommen Messprinzipien, wie sie sich bereits bei ähnlichen Versuchsanlagen bewährt haben, z. B. DMS-Druckaufnehmer, Thermoelemente, Leitfähigkeitssonden,  $\gamma$ -Densitometer, Turbinen und Venturirohre. Die Maßnahmen für die stationären und transienten Zustände werden mit einem Prozessinstrumentierungs- und Steuerungssystem mittels einer Logik geführt, die

die Tripsteuerung und die individuelle Komponentensteuerung übernimmt und den Schutz der Versuchsanlage gewährleistet.

Ausführliche Angaben zur gesamten ROSA-V/LSTF-Anlage sind der Systembeschreibung in /JAE 03/ zu entnehmen.

**Tab. 3.1** Wesentliche Merkmale der LSTF-Anlage /AUS 13/

Parameter	LSTF	DWR (Referenz)	Verhältnis DWR/LSTF
Druck im Primärkreis (MPa)	16	16	1
Temperatur (K)	598	598	1
Anzahl der Brennstäbe	1.008	50.952	50,55
Kernhöhe (m)	3,66	3,66	1
Kühlmittelvolumen im Primärkreis (m <sup>3</sup> )	8,14	347	42,6
Kernleistung (MW)	10	3423	342
Verhältnis Leistung/Volumen (-)	1,23	9,9	8,0
Kernmassenstrom (Mg/s)	0,0488	16,7	342
Spaltabmessung im Ringraum (m)	0,053	0,260	4,91
Anzahl der Loops im Primärkreis (-)	2	4	2
Heißer Strang – Durchmesser (m)	0,207	0,737	3,56
Heißer Strang – Länge (m)	3,69	6,99	1,89
Heißer Strang – $L/\sqrt{D}$ (m <sup>0.5</sup> )	8,11	8,14	1,0
Heißer Strang – Volumen (m <sup>3</sup> )	0,124	2,98	24,0
Anzahl der U-Rohre (-)	141	3.382	24
Mittlere Länge eines U-Rohres (m)	20.2	20.2	1

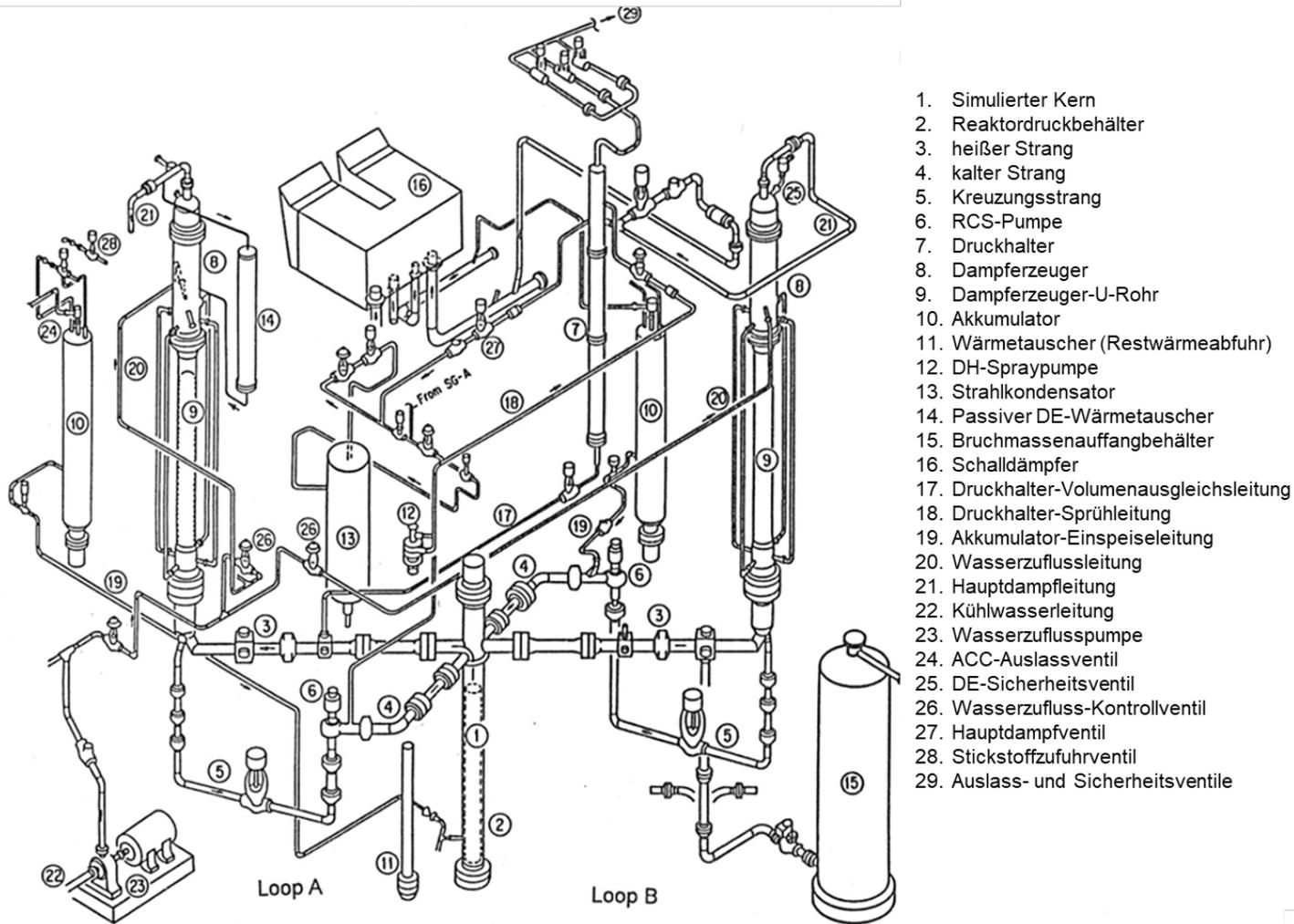


Abb. 3.6 Schematische Darstellung der Versuchsanlage LSTF /JAE 03/

### 3.1.4 PWR-PACTEL

PWR-PACTEL ist eine Integralversuchsanlage der Universität Lappeenranta in Finnland. Die ursprüngliche PACTEL-Versuchsanlage wurde gebaut, um das thermohydraulische Verhalten eines Reaktors vom Typ WWER-440 zu untersuchen /TUU 98/. Um das Verhalten von EPR-Reaktoren, insbesondere deren Notfall-Prozeduren analysieren zu können, wurde die Versuchsanlage umgebaut. Dazu wurden hauptsächlich Änderungen am Kühlkreislauf und Dampferzeuger vorgenommen /KOU 13/.

Abb. 3.7 zeigt den Aufbau der PWR-PACTEL-Anlage. Sie besteht aus dem Modell eines Reaktordruckbehälters, einem Druckhalter und zwei Kühlkreisläufen mit jeweils einem vertikalen Dampferzeuger. Im Gegensatz dazu hatte die originale PACTEL-Anlage drei Kreisläufe mit horizontalen Dampferzeugern. In Tab. 3.2 sind die wesentlichen Merkmale der Versuchsanlage zusammengefasst.

Beim Umbau der Anlage auf das EPR-Design wurde so viel vom ursprünglichen Design wie möglich übernommen, komplett neu eingebaut wurden lediglich die vertikalen Dampferzeuger sowie die Umwälzschleifen des Primärkreises. Allerdings konnten aufgrund der beschränkten Größe des Gebäudes die Dampferzeuger nicht in voller Höhe gemäß Skalierung konstruiert werden, sondern mussten etwas verkleinert werden.

Der Druckbehälter ist aus rostfreiem Stahl gefertigt und für einen Druck von 8,0 MPa und eine Temperatur von 300 °C ausgelegt. Die Isolierung besteht aus 100 mm Mineralwolle mit einer Aluminiumbeschichtung. In der PWR-PACTEL-Anlage wird der Originalkern aus der alten Anlage verwendet. Dabei besteht das Bündel, das den Kern abbildet, aus 144 elektrisch beheizten Brennstabnachbildungen, die in drei parallelen Kanälen mit je 48 Stäben angeordnet sind, wie Abb. 3.8 zeigt. Der äußere Durchmesser beträgt hier jeweils 9,1 mm und die Dicke der Stahlhüllrohre 0,9 mm. Die Stäbe sind fest in einem Dreiecksgitter angeordnet, in dem der Gitterabstand 12,2 mm beträgt. Die axiale Leistungsverteilung der Stäbe ist eine neunstufige Cosinus-Verteilung mit einem Spitzenfaktor von 1,4. Die gesamte beheizte Länge beträgt 2.420 mm. In den instrumentierten Stäben sind die Wärmefühler an der Hüllrohroberfläche angebracht. Die maximale Kernleistung beträgt 1 MW und in den drei Kernkanälen können verschiedene Leistungsniveaus eingestellt werden. Der Fallraum (Downcomer) besteht aus zwei Teilen, wobei der obere (etwa 1 m hoch) einen größeren Durchmesser besitzt als der untere (etwa 5 m hoch). Das untere Plenum besteht ebenfalls aus zwei Teilen, die jedoch einen gleichen Durchmesser besitzen und zusammen ein U-Rohr ergeben.

Die beiden Umwälzschleifen besitzen eine Isolierung, die aus 60 mm Mineralwolle mit Aluminiumbeschichtung besteht. Der heiße und der kalte Strang (Durchmesser: 52,5 mm) befindet sich dabei jeweils auf gleicher Höhe und in den kalten Strängen ist je ein Rohrbogen eingebaut.

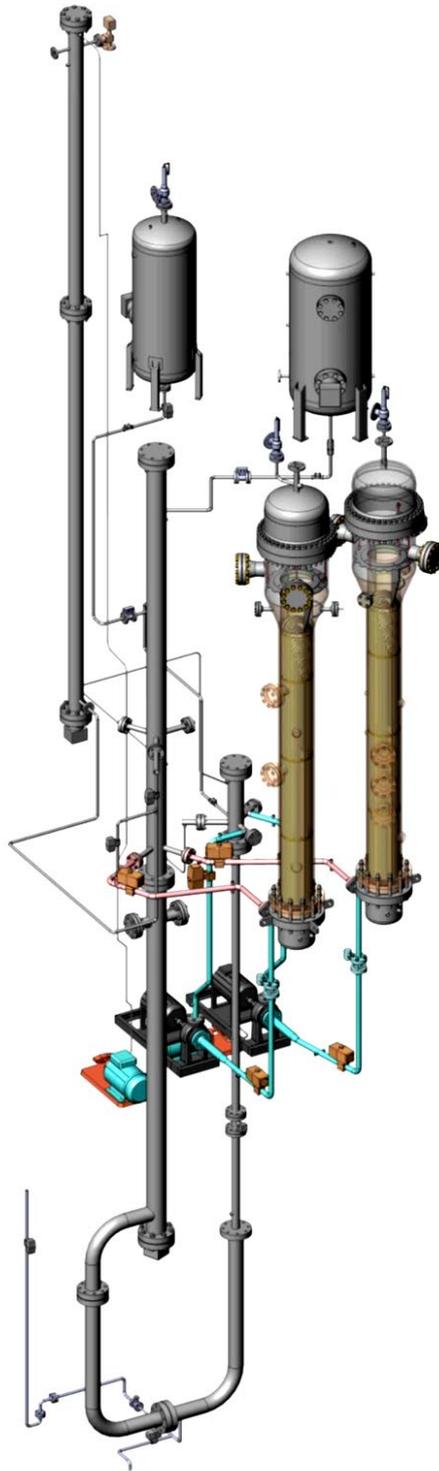
Die beiden Dampferzeuger beinhalten jeweils 51 Wärmetauscher-U-Rohre (Abb. 3.9), deren mittlere Länge 6,5 m beträgt. Die Rohre sind in einem Dreiecksgitter mit einem Gitterabstand von 27,4 mm in fünf Gruppen angeordnet. Die Sekundärseite der Dampferzeuger ist in kalte und heiße Teile unterteilt, die aus Gründen der Herstellung nicht ganz wasserdicht sind, wodurch ein kleiner Strom zwischen beiden Teilen möglich ist. Die Sekundärseite verfügt über unabhängige Einspeisesysteme für beide Dampferzeuger. Der Dampf entweicht in die Atmosphäre.

Die Druckhalterleitung verbindet den Druckhalter mit dem heißen Strang von Loop 2. Der Druckhalter selbst ist mit Heiz- und Sprühsystem ausgestattet und besitzt eine Höhe von 8,8 m. Die Isolation besteht ebenfalls aus Mineralwolle (Dicke: 100 mm im Druckhalter und 35 mm in der Leitung).

Die Notkühlsysteme der PWR-PACTEL-Versuchsanlage bestehen aus Hoch- und Niederdruckpumpen und zwei separaten Akkumulatoren, die Wasser in den Downcomer und das obere Plenum einspeisen können.

**Tab. 3.2** Charakteristische Größen der PWR-PACTEL-Anlage /AUS 13/

<b>Referenzkraftwerk</b>	<b>DWR (EPR)</b>
Volumenskalierung	1:405 (Druckbehälter) 1:400 (Dampferzeuger) 1:562 (Druckhalter)
Höhenskalierung	1:1 (Druckbehälter) 1:4 (Dampferzeuger) 1:1,6 (Druckhalter)
Maximale Heizleistung	1 MW
Maximaler Primär- / Sekundärdruck	8,0 MPa / 4,65 MPa
Maximale Primär- / Sekundärtemperatur	300 °C / 260 °C
Maximale Hüllrohrtemperatur	800 °C
Zahl der Umwälzschleifen im Primärkreis	2
Durchmesser der Dampferzeugerrohre	19,05 x 1,24 mm
Mittlere Länge der Dampferzeugerrohre	6,5 m
Zahl der U-Rohre in einem Dampferzeuger	51
Zahl der instrumentierten U-Rohre SG1 / SG2	8 / 14 (Temperaturmessung in allen SG2-Rohren)
Hauptmaterial der Komponenten	Rostfreier Stahl (AISI 304)
Isoliermaterial	Mineralwolle (Aluminiumbeschichtung)



**Abb. 3.7** Die PWR-PACTEL-Versuchsanlage /KOU 13/

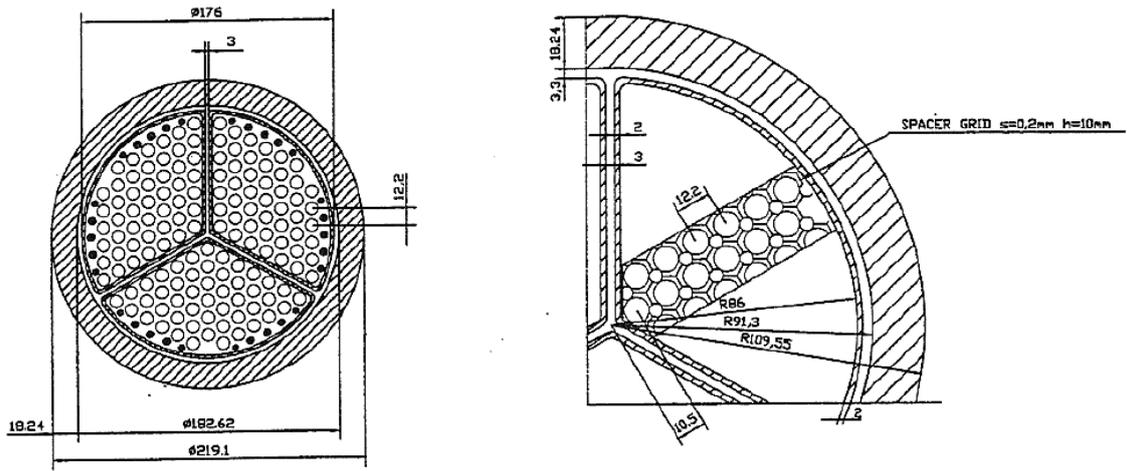


Abb. 3.8 PWR PACTEL: Querschnitt durch den Kern /AUS 13/

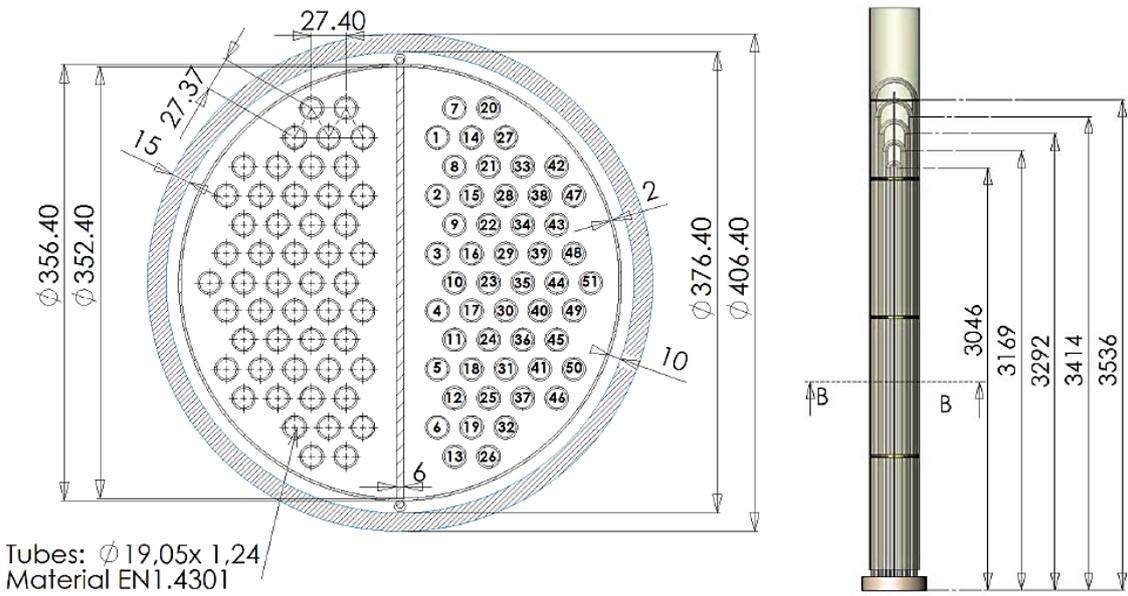


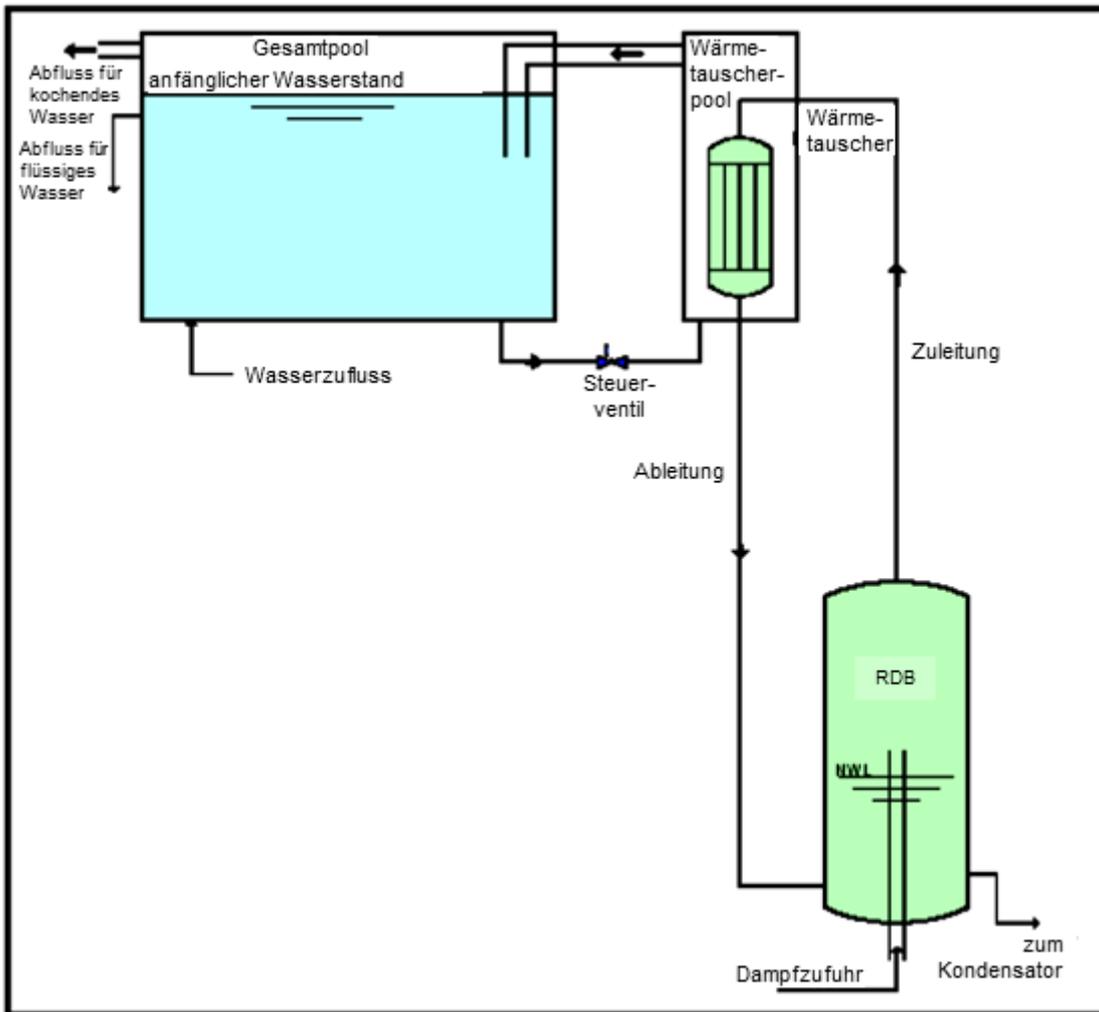
Abb. 3.9 Dampferzeuger der PWR-PACTEL-Anlage /AUS 13/

### 3.1.5 PERSEO

Zur passiven Nachwärmeabfuhr leichtwassergekühlter Systeme werden unter anderem sogenannte Isolation Condenser angewendet. Dabei handelt es sich um Wärmeübertrager, die sich oberhalb des Reaktordruckbehälters befinden und die Wärme an einen mit Wasser gefüllten Behälter abgeben. Auf der Innenseite kondensiert Dampf, auf der Außenseite wird das Wasser zunächst erwärmt und später verdampft. Es müssen zur Aktivierung Armaturen in der Zu- und/oder Rücklaufleitung geöffnet werden. Der zunächst mit Wasser gefüllte Wärmeübertrager läuft leer, Dampf kann nachströmen und an den Rohrinneisen kondensieren.

Die Versuchsanlage PERSEO steht bei SIET und baut auf der schon existierenden PANTHERS-IC-PCC-Anlage auf. In dieser Anlage ist das Prinzip etwas anders: Hier befindet sich der Wärmeübertrager in einem zunächst nicht mit Wasser gefüllten Behälter. Das Wasserinventar befindet sich in einem auf gleicher Höhe befindlichen Pool. Beide Behälter sind über eine untere Leitung verbunden, werden aber durch ein Ventil in dieser Leitung voneinander getrennt. Zur Aktivierung des Nachwärmeabfuhrsystems muss dieses Ventil geöffnet werden, so dass das Wasser, aus dem einen in den anderen Behälter strömen kann. Das Wasser wird erwärmt und verdampft. Weiterhin sind beide Behälter über eine obere Leitung miteinander verbunden. Der entstandene Dampf strömt über diese Leitung durch eine Düse in das Wasserinventar des anderen Behälters und wird dort kondensiert. Dies verhindert zunächst einen Druckaufbau im Sicherheitsbehälter durch den entstandenen Dampf /PAP 10/.

PERSEO besteht im Wesentlichen aus einer Primär- und einer Sekundärseite. Die Primärseite beinhaltet den Druckbehälter, die Zulaufleitung des Wärmeübertragers (Dampfleitung), den Wärmeübertrager selbst sowie die Rücklaufleitung in den Druckbehälter (Abb. 3.10). In den Druckbehälter kann Dampf eingespeist (bis zu 20 MW) und Wasser ausgespeist werden. Die Sekundärseite besteht aus dem Heat-Exchanger-Pool (HXP), dem Overall-Pool (OP), einer unteren Verbindungsleitung (Liquid Line) und der oberen Verbindungsleitung (Steam Duct) mit Düse (Injector). In der Liquid Line befindet sich das zu aktivierende Ventil /FER 02/. Der Wärmeübertrager besteht aus zwei zylindrischen Sammlern und 120 vertikalen Wärmeübertragerrohren. Wesentliche Merkmale der Anlage sind in Tab. 3.3 zusammengefasst.



**Abb. 3.10** Schematische Darstellung der Versuchsanlage PERSEO /BIA 03/

**Tab. 3.3** Wesentliche Merkmale der PERSEO /BUC 19a/

Parameter	Wert	Parameter	Wert
Leistung	20 MW	Dampfstrom	12 kg/s
Druck im Druckbehälter	10 MPa	HXP-Temperatur	573 K
Temperatur im Druckbehälter	583 K	OP-Temperatur	403 K
Druck im Wärmetauscher	8,62 MPa	Druck im Pool	0,15 MPa
Temperatur im Wärmetauscher	575 K	Pool-Wasserstrom	25 kg/s

### 3.1.6 ROCOM

In der ROCOM-Versuchsanlage des Helmholtz-Zentrums Dresden-Rossendorf wird der Primärkreis eines 1300 MW Druckwasser-Reaktors KONVOI nachgebildet (Abb. 3.11 und Abb. 3.12). Die Versuchsanlage ist gegenüber dem Originalreaktor im linearen Maßstab 1:5 verkleinert. Der Volumenmaßstab beträgt 1:125. Die Strömungsgeschwindigkeit bei Nennbedingungen wurde im Maßstab 1:5 herabgesetzt, um die Transportzeiten im Modell dem Original anzugleichen. Bezüglich der Transportzeiten (z. B. der Kühlmittelumlaufzeit) gilt der Maßstab 1:1. Der Nennmassenstrom beträgt 185 m<sup>3</sup>/h, was einer Geschwindigkeit in der Hauptkühlleitung von 2,9 m/s entspricht /KLI 12/, /KLI 16/.

Kernstück der Versuchsanlage ist das Reaktormodell des Konvoi-DWR aus Plexiglas. Bis zum Kerneintritt sind alle wesentlichen Komponenten geometrisch ähnlich ausgeführt. Der Reaktorkern selbst ist stark vereinfacht. Die Brennelemente (BE) sind durch Rohre ersetzt, die eine Verbindung zwischen Kernein- und Kernaustritt herstellen, aber keine Quervermischung zwischen den BE ermöglichen. Vor jedem Brennelement befindet sich eine Öffnung mit dem Durchmesser 30 mm, die jeweils eine Messposition des eingesetzten Kerngittersensors enthält.

Der Versuchsstand wird mit Wasser bei einer Temperatur von ca. 20 °C betrieben. Bei den dabei vorliegenden Stoffwerten beträgt das Verhältnis der Reynolds-Zahlen zwischen Modell und Original ca. 1:190. Die Reynolds-Zahlen selbst erreichen bei Vierschleifenbetrieb Werte von  $Re = 4,4 \times 10^5$  im Eintrittsstutzen und  $Re = 1,4 \times 10^5$  im Ringraum. Bei Betrieb einer einzelnen Schleife beträgt die Reynolds-Zahl am Kerneintritt  $Re = 3,4 \times 10^4$ . Damit ist bei Nennbedingungen die Ausprägung einer hochturbulenten Strömung gewährleistet. Skalierungsexperimente haben gezeigt, dass auch für die Bedingungen des Naturumlaufs (niedrigere Geschwindigkeit und daher niedrigere Reynolds-Zahl) die Versuchsergebnisse mithilfe von turbulenten Bedingungen beschrieben werden können /KLI 12/.

Um die Mischung von Wasser mit unterschiedlicher Dichte zu untersuchen, wird die Dichte von Wasser durch die Zugabe von Zuckerlösung verändert. Gleichzeitig wird durch den Zusatz von Salz die Leitfähigkeit des Wassers verändert. Unterschiedliche Dichten werden durch unterschiedliche Salzkonzentrationen und damit Leitfähigkeiten gekennzeichnet. Aus den gemessenen Leitfähigkeiten lässt sich so die Durchmischung der unterschiedlich dichten Medien bestimmen.

Für eine Übertragung der Ergebnisse von der Versuchsanlage auf den Originalreaktor müssen die Reynolds-Zahl, die Strouhal-Zahl und bei Vorliegen von Dichtedifferenzen die Froude-Zahl eingehalten werden.

$$Re = \frac{L \cdot w}{\nu}; \quad Sr = \frac{L}{w \cdot \tau}; \quad Fr = \sqrt{\frac{\rho \cdot w^2}{\Delta\rho \cdot g \cdot L}} \quad (3.1)$$

Die charakteristische Länge  $L$  und die Strömungsgeschwindigkeit  $w$  werden jeweils um den Faktor 5 verkleinert. Damit muss die Dichtedifferenz  $\Delta\rho$  in der Versuchsanlage ebenfalls um den Faktor 5 gegenüber der Originalanlage verkleinert werden.

In der Versuchsanlage befinden sich Messsensoren an den Eintrittsstutzen in den RDB, auf zwei Ebenen im Ringraum und beim Kerneintritt in Höhe des unteren Rostes. Dort wird die Leitfähigkeit des Fluids bestimmt. Aus den Verhältnissen der Leitfähigkeitsdifferenz kann der so genannte Mixing-Skalar bestimmt werden:

$$\theta_{x,y,z}(t) = \frac{\sigma_{x,y,z}(t) - \sigma_0}{\sigma_1 - \sigma_0} \quad (3.2)$$

Dabei ist  $\sigma_1$  die Leitfähigkeit des Wassers mit der variierten Dichte an einem Einlass und  $\sigma_0$  die Leitfähigkeit des Wassers mit „Standarddichte“ (ohne Zuckerlösung). Aus dem Mixing-Skalar kann dann das lokale Mischungsverhältnis berechnet werden. Je nach Versuch kann daraus dann auf die lokale Temperatur, Borsäurekonzentration oder andere Einflussfaktoren auf die Dichte zurückgeschlossen werden.

Aus einem PKL-Versuch wurden Temperaturen für die Einlassrandbedingungen der ROCOM-Versuche ermittelt. Es wurden daraus die entsprechenden Dichten für die PKL-Versuchsanlage berechnet und daraus relative Dichteunterschiede bestimmt.

An der ROCOM-Versuchsanlage wurden je Versuch zwei verschieden dichte Fluide eingespeist. Eine Temperatur  $T$  in der PKL-Versuchsanlage entspricht also einer bestimmten Dichte  $\rho$  in der ROCOM-Versuchsanlage, die wiederum über eine gemessene Leitfähigkeit  $\sigma$  bestimmt wird. Wird zwischen den Größen  $\sigma$ ,  $\rho$ ,  $T$  jeweils ein linearer Zusammenhang angenommen, so können diese gemäß Gleichung (3.3) ineinander umgerechnet werden.

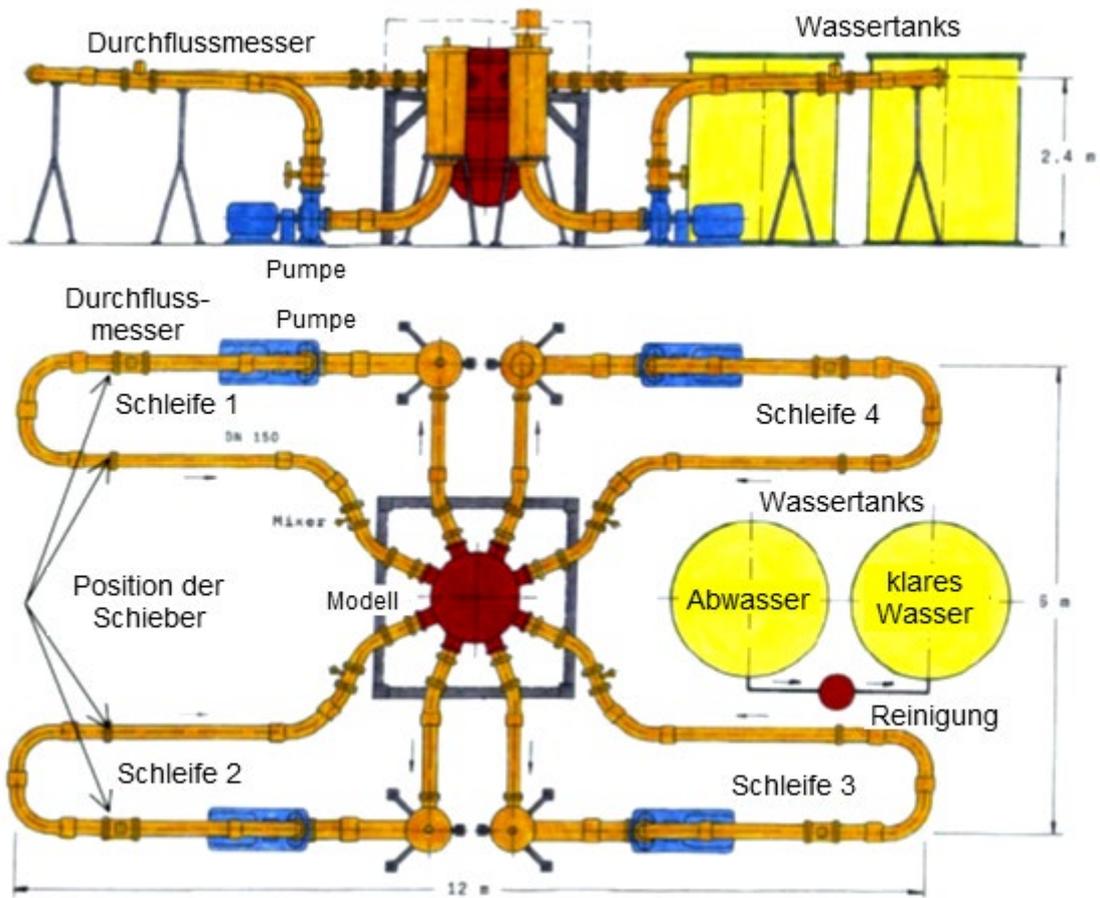
$$\theta_{x,y,z}(t) = \frac{\sigma_{x,y,z}(t) - \sigma_0}{\sigma_1 - \sigma_0} \approx \frac{\rho_{x,y,z}(t) - \rho_0}{\rho_1 - \rho_0} \approx \frac{T_{x,y,z}(t) - T_0}{T_1 - T_0} \quad (3.3)$$

Ein Mixing-Skalar von 0 entspricht einem vollständig „ungestörten“ Medium, d. h. die lokale Temperatur beträgt  $T_0$  und die lokale Dichte  $\rho_0$ . Ist der Mixing-Skalar 1, so beträgt die lokale Temperatur  $T_1$  und die lokale Dichte  $\rho_1$ .

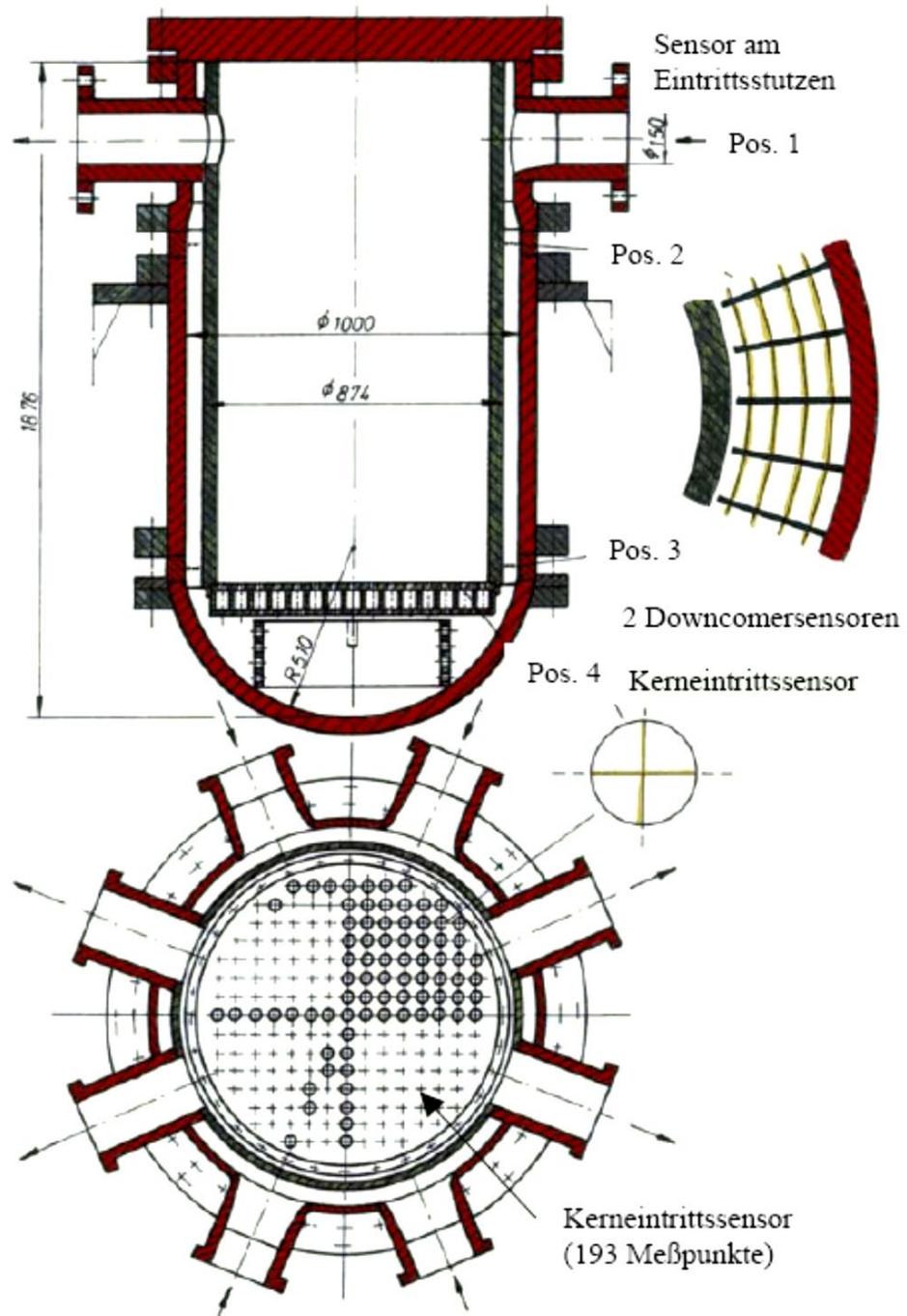
Die Versuchsanlage ist mit einer Messtechnik ausgestattet, die eine räumlich und zeitlich hochauflösende Messung der transienten Verteilungen des Tracers (Ethanol) ermöglicht. Hierfür wurden spezielle neuartige Gittersensoren entwickelt, die auf der Messung der elektrischen Leitfähigkeit beruhen. Die wesentlichen Merkmale der Messtechnik lassen sich wie folgt zusammenfassen:

- Hauptmessort ist der Kerneintritt (Pos. 4). Jedem Brennelementeintritt ist eine Messstelle zugeordnet (193 Messstellen).
- Am Eintrittsstutzen (Pos. 1) ist eine Messung der Leitfähigkeitsverteilung im Schleifenquerschnitt realisiert (216 Messstellen).
- Weiterhin gibt es Messstellen im Ringspalt, um den Mechanismus der Vermischung entlang des Strömungswegs aufzuklären. Die Messung erfolgt auf zwei Höhenpositionen, Pos. 2 unterhalb der Stutzenebene und Pos. 3 auf der Höhenposition des Kerneintritts, mit einem Gitter von jeweils 64 azimuthalen und 4 radialen Messpositionen (jeweils 256 Messstellen).
- Die Zeitauflösung ermöglicht die Darstellung von turbulenten Fluktuationen der Tracerkonzentration, um Turbulenzmodelle besser validieren zu können. Die Gittersensoren arbeiten in der Regel mit einer Messfrequenz von 20 Hz.
- Die Sensoren liefern Zeitfolgen der lokalen Leitfähigkeit des Wassers an jedem der ca. 1.000 Messpunkte mit der genannten Messfrequenz (etwa  $3,0 \cdot 10^7$  Messwerte).

In der Literatur zum ROCOM-Versuchsstand wurden keine Aussagen zur Genauigkeit der Einstellung der Dichtedifferenzen gefunden. Zur Bestimmung der Vermischungsskalarer wird ein Fehlerbereich kleiner als  $\pm 3 \%$  angegeben /KLI 08/.



**Abb. 3.11** Schemazeichnung der ROCOM-Versuchsanlage /KLI 16/



**Abb. 3.12** Schnittbild des Plexiglasmodells mit den Positionen der Gittersensoren /KLI 16/

## **3.2 Anlagen zur Untersuchung von Störfallabläufen mit Kernschäden**

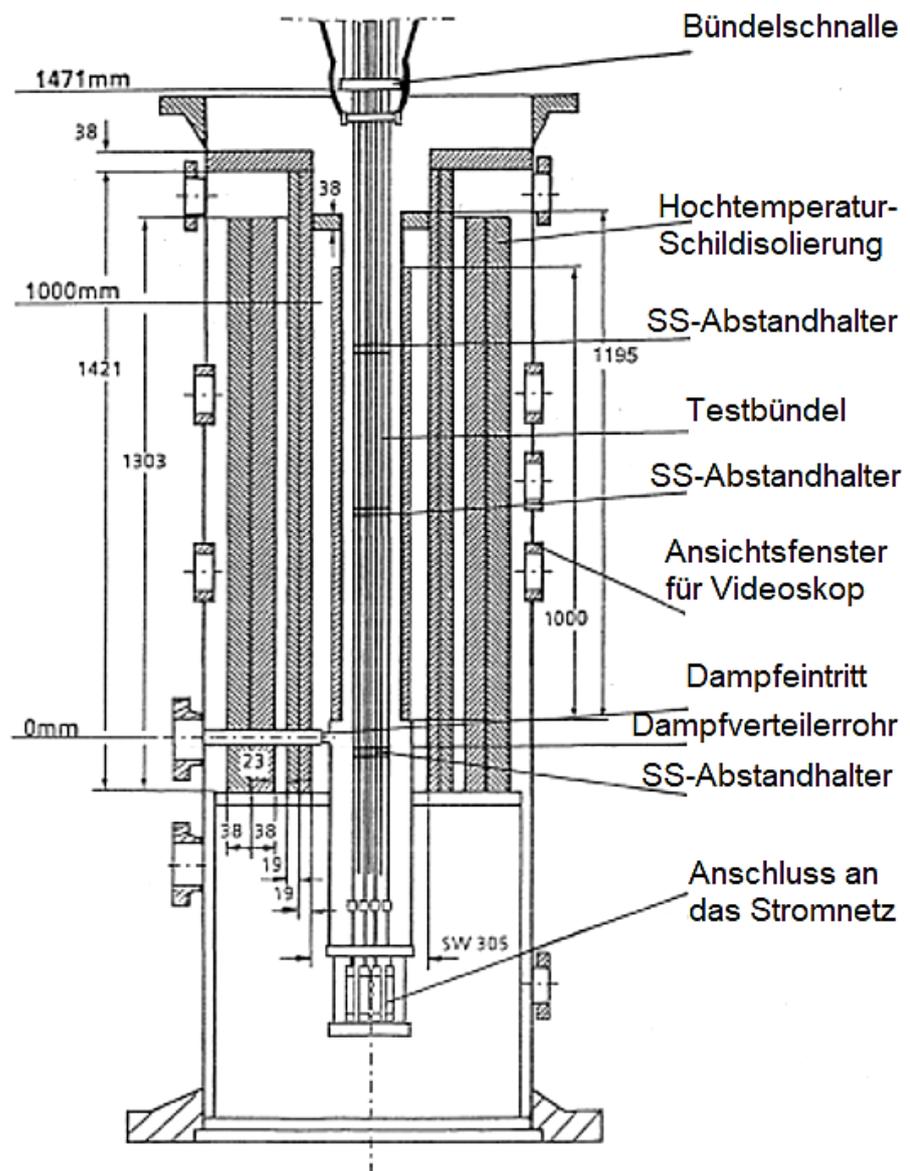
### **3.2.1 CORA**

Abb. 3.13 zeigt eine schematische Darstellung der CORA-Teststrecke. Die gesamte Bündellänge beträgt ca. 2 m, davon ist eine Länge von 1 m elektrisch über Wolfram-Stäbe beheizt. Die Heizstäbe sind von abgereicherten  $\text{UO}_2$ -Ringpellets und  $\text{Zr1\%Nb}$ -Hüllrohren umgeben. Das Stabbündel befindet sich in einer 1 mm dicken Bündelumfassung aus  $\text{Zr1\%Nb}$  (Shroud) mit einer  $\text{ZrO}_2$ -Isolierung; die äußeren Teile der Versuchsanlage werden durch ein Hochtemperaturschild aus Aluminium- und Zirkoniumoxid geschützt. Die Beobachtung des Bündels während des Versuchs ist durch mehrere Videokameras möglich.

Einen Querschnitt durch das Bündel und die Bündelumfassung zeigt Abb. 3.14. Das Bündel besteht aus insgesamt 19 Stäben in hexagonaler Gitteranordnung, wobei 13 Stäbe elektrisch beheizt werden und 5 unbeheizte Stäbe einen inneren Ring um den zentralen Brennstab bilden. An der Stelle des 6. unbeheizten Stabes befindet sich der Borkarbid-Absorberstab, der eine Stahlhülle und ein Führungsrohr aus Stahl besitzt. Die Gitteranordnung wird durch 3 Abstandshalter aus Stahl gewährleistet.

Die CORA-Anlage ist mit einer umfangreichen Instrumentierung zur Temperaturmessung ausgestattet. Weiterhin wurde der Wasserstoffanteil des Abgases mit Hilfe von zwei Massenspektrometer-Systemen an 2 verschiedenen Positionen ermittelt, um die Wasserstoffherzeugung durch die Oxidation zu quantifizieren. Basierend auf Kalibrierungstests anhand von Test CORA-7, einer geschätzten Verzögerungszeit von 80 s von der Entstehung bis zur Feststellung des Gases sowie einer Korrektur in Hinblick auf die reale Gaskonzentration des Tests W2 in Relation zum Kalibrierungstest wurde die Wasserstoff-Erzeugungsrate von den Experimentatoren berechnet und korrigiert.

Für die visuelle Beobachtung des Schadensablaufs waren in der Isolierung Beobachtungsöffnungen angebracht. Da die Öffnungen für die Videokope in der Bündelumfassung bei diesem Versuch durch Quarzgläser verschlossen waren, konnte ein Leckagestrom zwischen Bündel und Bypass bei diesem Versuch nicht auftreten.



**Abb. 3.13** Schematische Darstellung der CORA-Teststrecke /HAG 94a/

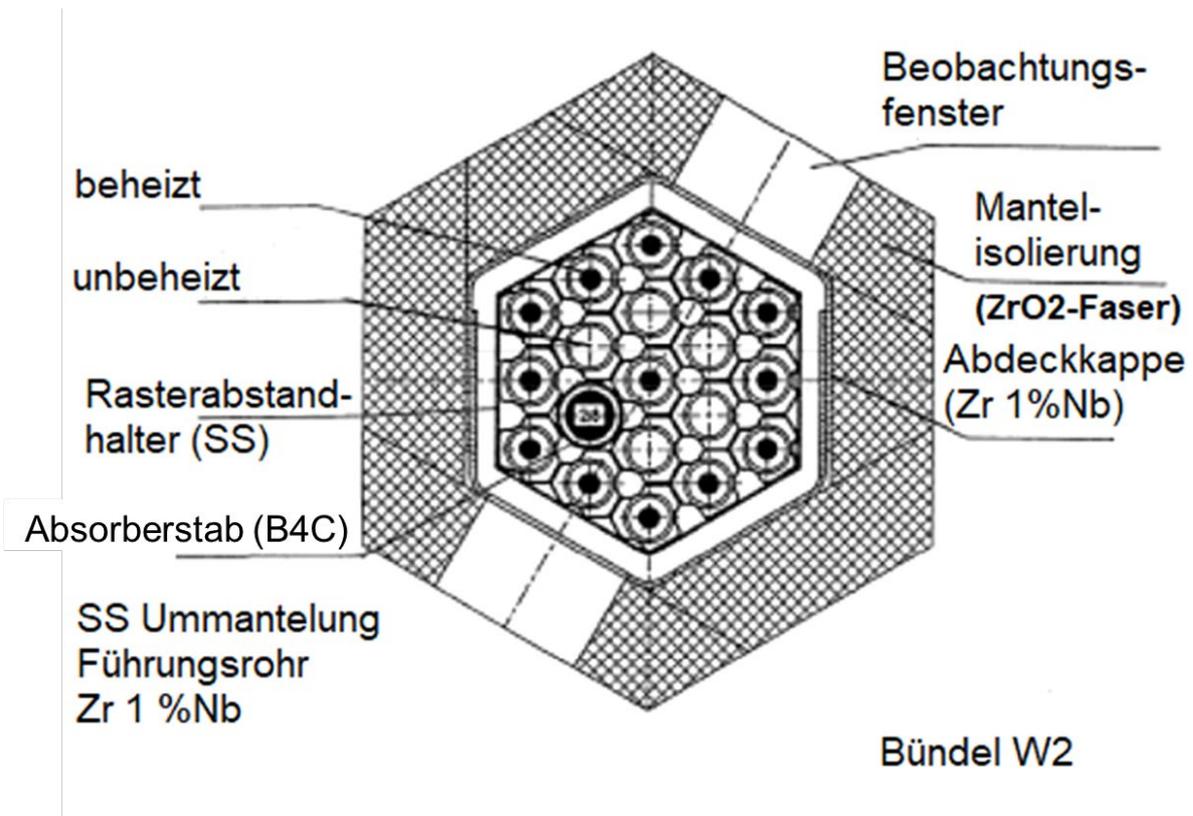


Abb. 3.14 Querschnitt des Testbündels /HAG 94a/

### 3.2.2 PHÉBUS

PHÉBUS ist eine Integral-Versuchsanlage des Instituts de Radioprotection et de Sûreté Nucleaire und des Commissariat à l'Énergie Atomique (CEA) in Cadarache (Frankreich) zur Untersuchung des Verhaltens von DWR-Brennelementen. Im internationalen Fission Product (FP)-Programm wird das Untersuchungsspektrum auf die späteren Phasen schwerer Unfälle ausgedehnt /CLÉ 03/. Das Brennelementbündel wird nuklear beheizt (in-pile). Die Brennelementkomponenten entsprechen – abgesehen von der Bündellänge – in Abmessungen und Materialien denen kommerzieller DWR-Anlagen.

Das Versuchsziel des PHÉBUS-FP-Projektes ist, die Datenbasis und die Modellentwicklung für die Berechnung der Kernzerstörung, der Freisetzungsrates und für die physikalisch-chemische Form der radioaktiven Stoffe, die bei einem schweren Reaktorunfall in die Umgebung freigesetzt werden könnten, zu verbessern. Deshalb wurden in einer integralen Versuchsanlage im Maßstab 1:5.000 sowohl ein Reaktorkern mit hohem Spaltproduktinventar als auch der Primärkreislauf und der Sicherheitsbehälter simuliert, mit der Möglichkeit, repräsentative thermohydraulische Bedingungen für das Gesamtsystem

darzustellen und zusammenhängende, sich gegenseitig beeinflussende Phänomene zu erkennen, wie sie in Einzeleffektversuchen nicht darstellbar sind.

Im Gegensatz zur ursprünglichen Absicht, bestimmte Unfallsequenzen im kleinen Maßstab zu simulieren, ist die revidierte Versuchsmatrix phänomenorientiert. Dabei stehen solche Phänomene und Prozesse im Vordergrund, die sich wesentlich auf den Quellterm auswirken und die nicht in „out-of-pile“-Versuchsanlagen simuliert werden können. Die Versuchsergebnisse sollen in erster Linie der Validierung von Rechenprogrammen für die Spätphasen der Kernzerstörung dienen. Die Versuchsanlage besteht im Wesentlichen aus der Neutronenquelle (Treiber-Core), der Versuchsstrecke mit Testbündel, den Kühlkreislaufkomponenten mit Dampferzeugerheizrohr und der 10 m<sup>3</sup> großen Nachbildung des Sicherheitsbehälters. Das 1 m lange Testbündel mit 20 Brennstäben und einem Steuerstab wird von einem wassergekühlten Druckrohr umschlossen.

Die Versuchsstrecke besteht aus folgenden Komponenten:

1.	Testbündel
2.	Ag-In-Cd-Steuerstab mit Zirkaloy-Führungsrohr
3.	Wärmedämmung aus porösem ThO <sub>2</sub>
4.	Wärmedämmung aus porösem ZrO <sub>2</sub>
5.	Aufgeschmolzene, dichte ZrO <sub>2</sub> -Schicht
6.	Inneres Druckrohr (Inconel)
7.	Innerer Kühlmittelringsspalt
8.	Schutzrohr (Zirkaloy)

Als Kreislaufkomponenten sind ein Plenum, eine heiße Leitung, ein Dampferzeugerheizrohr (halbe Länge) und eine kalte Leitung eingebaut. Der 10 m<sup>3</sup>-Tank ist über eine Filterstrecke mit dem von der Umgebung hermetisch abgeschlossenen Atmosphären-tank verbunden, um eine Druckentlastung während oder nach dem Versuch durchführen zu können. Dieser an der Außenseite beheizte Tank enthält u. a. drei temperaturgeregelte Zylinder (Kondensatoren) zur Simulation der Wärmekapazität der Einbauten und einen wassergefüllten Sumpf.

Die Versuchsdatenerfassung wurde gegenüber dem früheren PHÉBUS-SFD-Programm entsprechend dem Simulationsumfang erweitert. Mit Ultraschall-Thermometern können Temperaturen bis 3.000 K im Bündelbereich gemessen werden.

Wie die Kreislaufkomponenten ist auch der Tank mit zahlreichen Messeinrichtungen zur Bestimmung der thermohydraulischen Daten sowie des Spaltprodukttransports ausgerüstet. Die Spaltprodukt-Instrumentierung umfasst zwei Gruppen: Messgeräte und Probensammler. Zur ersten Gruppe gehören Gamma-Spektrometer und optische Geräte zur Bestimmung der Aerosoldichte, zur zweiten Impaktoren, Filter, Probennahmekapseln, Ablagerungsbleche für abgeschiedene Aerosole und selektive Jodfilter. Im PHÉBUS-Reaktorgebäude wurde zudem eine Messstation aufgebaut, in der die Versuchskapsel vor und nach dem Experiment durch Röntgenaufnahmen und Gamma-Scans untersucht wird.

Bei den in Tab. 3.4 angegebenen FP-Versuchen wurden bis auf die Versuche FPT0 und FPT4 Brennstäbe verwendet, die im BR3-Reaktor (Mol, Belgien) zur Erzeugung eines reaktortypischen Abbrands ( $30 \text{ GWd/t}_{\text{Uran}}$ ) mit langlebigen Spaltprodukten vorbestrahlt worden waren. Beim ersten Versuch FPT0 wurden unbestrahlte Brennstäbe (frischer Kern) eingesetzt.

Beim Versuch FPT4, durchgeführt im Jahr 1999, wurde ein Schüttbett bestehend aus Pellet- und oxidierten Hüllrohr-Fragmenten in die Teststrecke eingebracht. Dieses wurde von dem Treiberkern bis zum Aufschmelzen erhitzt, um Freisetzungen aus dem Schüttbett und dem Schmelzpool zu ermitteln. Die Besonderheit dieses Experiments war, dass nicht mehr die Struktur oder Geometrie eines Brennstabs Ausgangszustand des Tests war.

Das Schüttbett im Test FPT4 war von einem perforierten zylindrischen Kanister aus Zirkaloy (Innendurchmesser 68 mm, Höhe 360 mm, Wandstärke 5 mm) umgeben. Die Schüttung bestand aus zwei Bereichen. Im unteren Bereich (120 mm hoch) waren  $\text{UO}_2$ -Fragmente (2,507 kg) als „passives Schüttbett“ eingebracht, das ein Eindringen von Schmelze nach unten auf den Boden der Teststrecke verhindern sollte. Darüber lag eine Schicht (240 mm hoch), in der Pellets mit einem Abbrand von  $38 \text{ GWd/t}_{\text{HM}}$  als „aktives Schüttbett“ eingebracht waren. Sie bestanden aus  $\text{UO}_2$ -Fragmenten (3,070 kg) und oxidierten Zry-4-Hüllrohrscherben ( $\text{ZrO}_2$ , 0,761 kg) homogen gemischt.

Der Kanister mit dem Schüttbett wurde zur Verhinderung von Wärmeverlusten nach außen von einem isolierenden Druckrohr aus drei Schichten (Th,  $\text{ZrO}_2$ , Inconel) umgeben (Abb. 3.17).

Die PHÉBUS-Versuche bestehen im Allgemeinen jeweils aus einer Bestrahlungsphase, der Hochtemperaturphase und der Chemiephase.

Bei Versuchsbeginn werden die Brennstäbe zunächst durch den Treiberkern der PHÉBUS-Anlage sechs bis neun Tage lang bestrahlt, um kurzlebige Spaltprodukte zu erzeugen. Dabei strömt das Kühlwasser des Hochdruck-Kreislaufs durch das geöffnete Bodenventil auch durch das Bündel. Die Vorbestrahlung in situ kann auf diese Weise unter reaktorphysikalischen Normalbetriebsbedingungen stattfinden. Am Ende dieser Phase wird der PHÉBUS-Reaktor abgeschaltet, das Bodenventil geschlossen, Bestrahlungsvorrichtung und horizontale Leitung werden getrocknet. Entsprechende Ventile unterbrechen die Verbindung zum Hochdruck-Kreislauf und öffnen diejenigen zum Versuchsgebäude.

Danach wird der Reaktor wieder hochgefahren. Die im Testbrennstabbündel durch Spaltung erzeugte Wärme führt zu Überhitzung und zur Bündelzerstörung bis hin zu örtlichem Schmelzen und Spaltproduktaustritt. Eingespeister Wasserdampf spült Spaltprodukte und andere Aerosole durch die Versuchskreislaufkomponenten in den Tank. Diese Hochtemperaturtransiente dauert etwa 200 Minuten. Daran schließt sich, nach Abschalten des Reaktors und Schließen der Verbindungsventile, die mehrtägige Chemiephase an; die Aerosole setzen sich ab, werden in den Sumpf gespült und erzeugen dort die Bedingungen für eine radiolytische Verflüchtigung von Jodverbindungen. Diese Vorgänge werden, wie die der Hochtemperaturphase, mit Instrumenten und Probensammlern verfolgt.

Die Chemiephase wird durch Trocknen und Druckentlastung aller Systeme abgeschlossen. Danach werden die Probensammler zur Nachuntersuchung gebracht und die verbleibenden Kreislaufteile der Abfallbeseitigung zugeführt. Die Bestrahlungsvorrichtung mit dem beschädigten Testbündel wird ebenfalls zur Nachuntersuchung transportiert. Der Tank verbleibt, während die Versuchskapsel- und Kreislaufkomponenten erneuert werden.

Der experimentelle Teil des Versuchsprogramms ist inzwischen abgeschlossen. Im Rahmen des PHÉBUS-FP-Projekts wurden die Dokumentation, Auswertung und Interpretation der Versuchsergebnisse durch internationale Arbeitsgruppen fortgeführt.

Tab. 3.4 PHÉBUS FPT /TIB 19a/, /TIB 19b/

Test	Zentral- stab	Brenn- stäbe	Abbrand GWd/t <sub>Uran</sub>	Vorbe- strahlung (d)	Fluid	Max. Tempe- ratur (K)	H <sub>2</sub> -Er- zeugung (g)	Schmelz- menge (kg)	Kommentar	Datum
FPT0	AIC	20	Frisch	9	H <sub>2</sub> O	> 3100	115	2,7	Versuch mit frischem Brennstoff unter oxidierenden Bedingungen und Bildung keramischer Schmelze	9.12.93
FPT1	AIC	20	23	6	H <sub>2</sub> O	> 2700	96	2,0	Wie Versuch FPT0, aber mit abgebranntem Brennstoff und etwas geringeren Temperaturen	26.7.96
FPT2	AIC	20	32	9	H <sub>2</sub> O / Borsäure 1000 ppm	> 3100	105	3,4	Versuch mit abgebranntem Brennstoff mit geringem Oxidationspotential während der Spaltproduktfreisetzung	12.10.00
FPT3	B <sub>4</sub> C	20	24	9	H <sub>2</sub> O	> 2700	(140)	(1,7)	Versuch ähnlich wie FPT2, jedoch mit Borkarbid-Steuerstab statt AIC-Steuerstab	18.11.04
FPT4	--	Debris	33	0	H <sub>2</sub> O / H <sub>2</sub>	> 3100	-	2,9	Versuch zur Freisetzung von schwachflüchtigen Spaltprodukten aus Partikelbett und Schmelzese	22.7.99

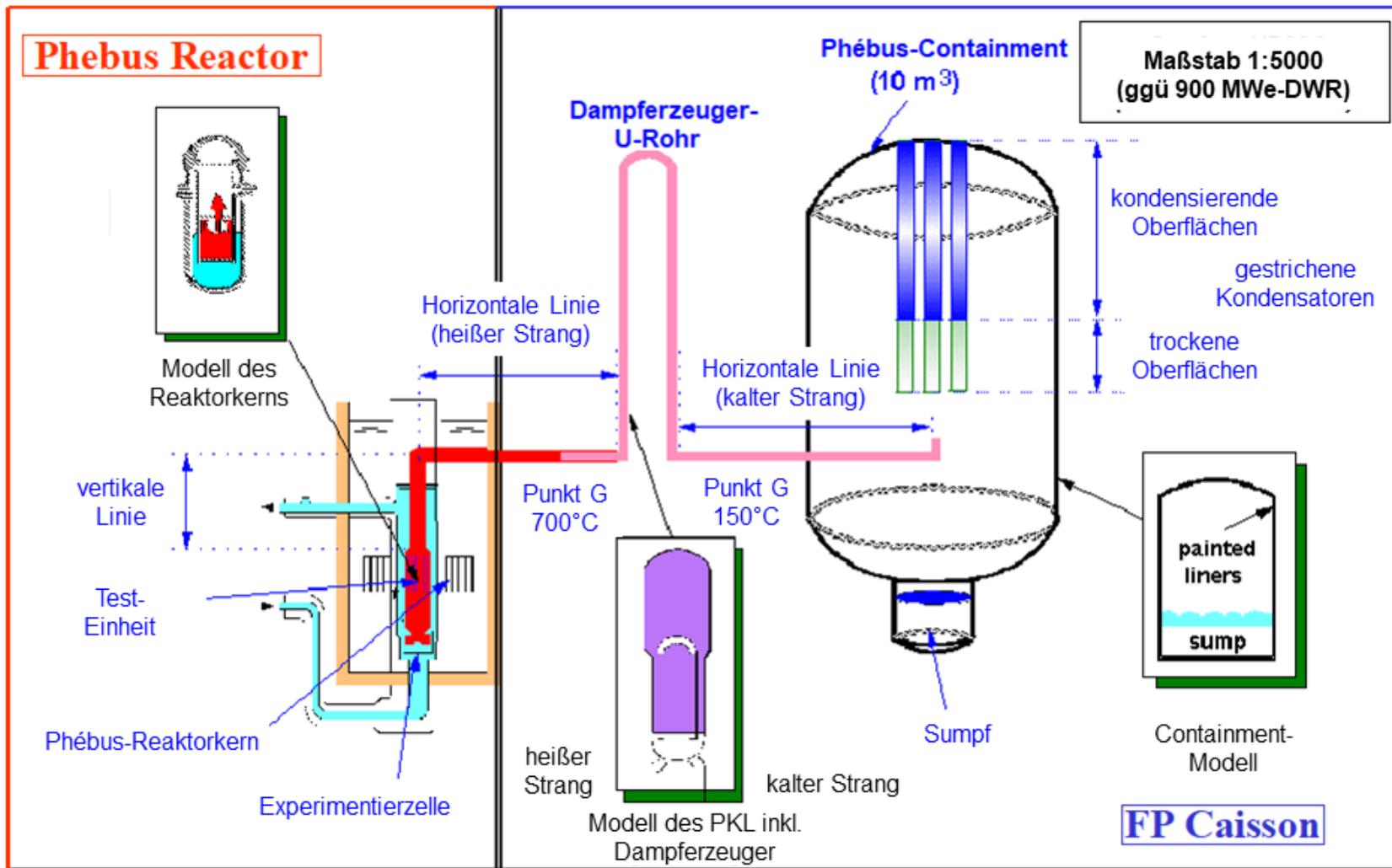


Abb. 3.15 PHÉBUS FPT: Schema der Versuchsanlage /AUS 13/

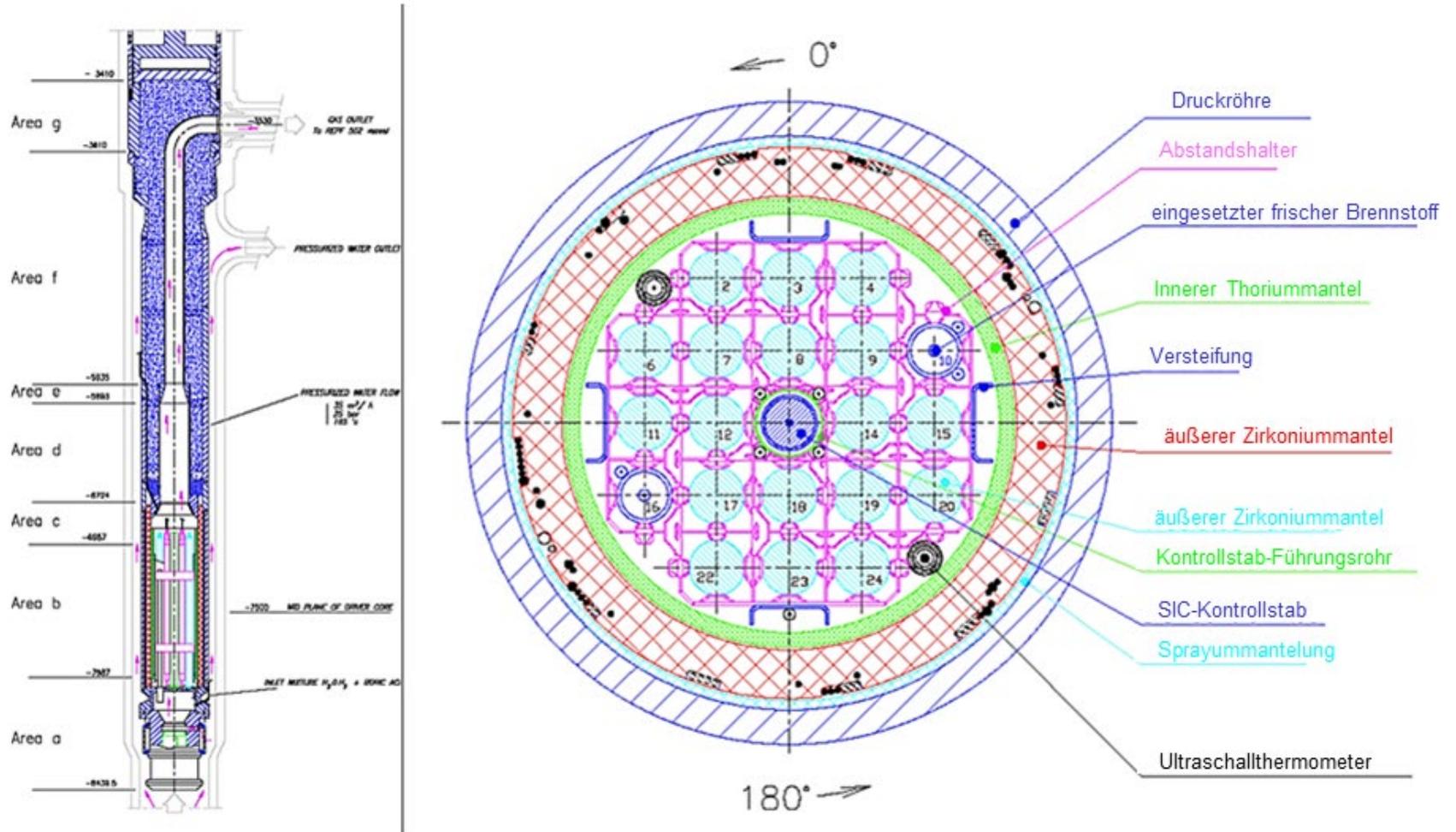
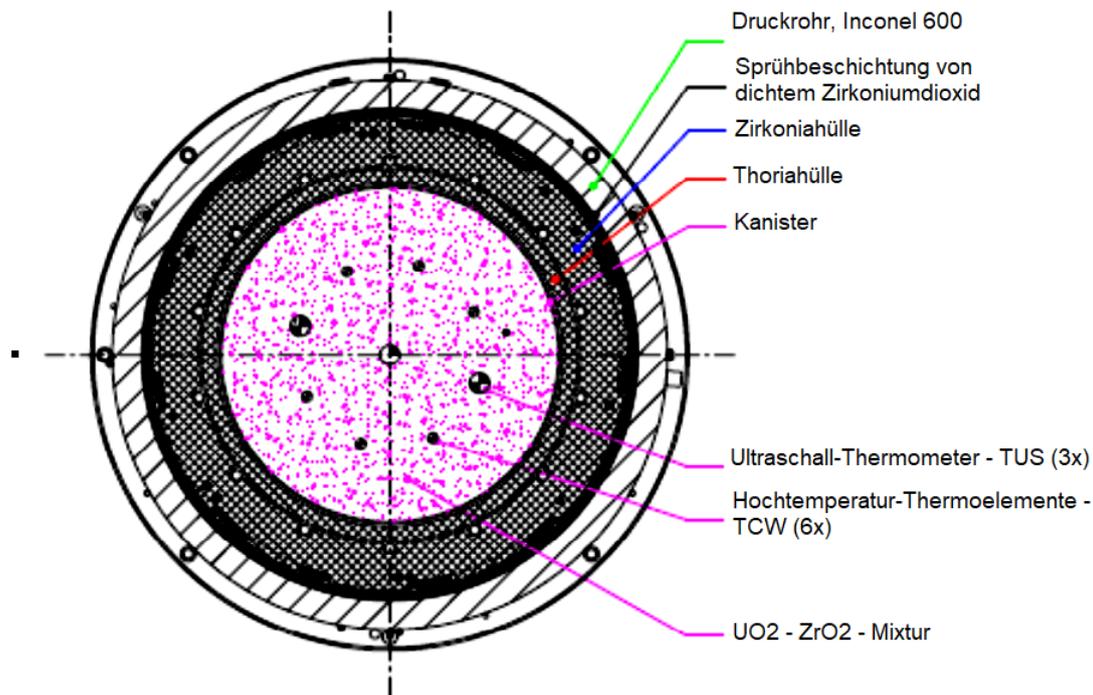


Abb. 3.16 PHÉBUS FPT: Längs- und Querschnitt des Brennstabbandels /AUS 13/



**Abb. 3.17** Querschnitt der Teststrecke für den Test FPT4 /CHA 04/

### 3.2.3 QUENCH

Die QUENCH-Versuche werden seit 1997 durchgeführt. Die QUENCH-Versuchsanlage des Forschungszentrums Karlsruhe (FZK) diente ursprünglich der Ermittlung des Wasserstoffquellterms, der bei der Einspeisung von Kühlmittel in einen trockenen Reaktorkern eines Leichtwasserreaktors entsteht. Im Rahmen der Fortschreibung des Versuchsprogramms wurde die Zielsetzung auf das Verhalten von Absorbermaterialien und den Einfluss von Luft-Dampf-Gemischen erweitert.

Abb. 3.18 zeigt schematisch den Hauptteil der Versuchsanlage, der für die Nachrechnungen von Bedeutung ist. Der überhitzte Dampf wird zusammen mit Argon, das als Trägergas dient, unten in das Testbündel eingespeist. Am oberen Ende werden der bei der Zirkonoxidation nicht verbrauchte Dampf, der bei der Oxidation erzeugte Wasserstoff und Argon über eine mit Wasser gekühlte Leitung abgeführt. Während der Flutphase kann Kühlwasser über eine separate Leitung in den unteren oder oberen Bereich des Testbündels eingeleitet werden. Wird der Flutvorgang vereinfacht durch einen relativ kühlen Dampfmassenstrom mit hoher Geschwindigkeit simuliert, wird der Dampf über dieselbe Leitung wie im Verlauf der Aufheizphase eingespeist.

Das Testbündel besteht aus 21 Brennstabsimulatoren, von denen 20 über eine Länge von ca. 1,0 m elektrisch beheizt werden. Die Hüllrohre der Brennstabsimulatoren entsprechen den Hüllrohren von Leichtwasserreaktoren. Die beheizten Stäbe bestehen aus einem Wolfram-Heizstab und Ring-Pellets aus  $ZrO_2$ . Das Füllgas dieser Stäbe besteht aus einem Ar5%Kr-Gemisch. Mit einem Massenspektrometer kann so das Versagen der Hüllrohre festgestellt werden (Kr-Anteil im ausströmenden Massenstrom). An den beiden Enden ist der Heizstab mit Molybdän- bzw. Kupferelektroden versehen, über die Kontakte nach außen zu der elektrischen Versorgungseinheit geführt werden. Außerhalb der Versuchsstrecke ist der untere und obere Elektrodenbereich mit Wasser gekühlt. Die Brennstabsimulatoren werden von fünf Abstandshaltern, von denen der untere aus Inconel, die anderen aus Zirkaloy gefertigt sind, an ihren Positionen gehalten.

Abb. 3.19 zeigt die Anordnung des Testbündels. Der unbeheizte Stab, ein Brennstabsimulator mit  $ZrO_2$ -Pellets oder ein Steuerstab, befindet sich im Zentrum des Versuchsbündels. Um ihn herum sind 20 beheizte Stäbe in zwei Gruppen mit je 8 (innerer Ring) bzw. 12 (äußerer Ring) Stäben angeordnet, wobei jeder Gruppe die gleiche Heizleistung pro Stab zugeordnet ist. An vier Eckpositionen sind zusätzlich Stäbe aus Zirkaloy angebracht, von denen einer zum Ende der Voroxidationsphase zur Messung der Oxidschichtdicke ohne Unterbrechung des Versuchsbetriebs aus dem Bündel herausgezogen werden kann. Zusätzlich wird durch diese Anordnung eine starke Ungleichförmigkeit der Strömung vermieden und ein relativ gleichförmiges radiales Temperaturprofil erzielt.

Das Testbündel ist von einem Kühlmittelführungsrohr (Shroud) aus Zirkaloy mit einer dicken  $ZrO_2$ -Isolierung umgeben. Diese Isolierschicht wiederum wird von einem Kühlrohr umschlossen, durch das Argon als Kühlmittel im Gegenstrom hindurch geleitet wird. Oberhalb des beheizten Bereichs endet diese Isolierung. In dieser oberen Region wird Wasser als Kühlmittel durch das oberhalb der  $ZrO_2$ -Isolierung geteilte Kühlrohr im Gegenstrom geleitet. Nach dem Zusammenbau wird Argon durch die Isolierung und damit auch in den Raum oberhalb der Isolierung zwischen Shroud und Kühlrohr geblasen, um etwa vorhandene Feuchtigkeit zu entfernen. Vor Versuchsbeginn wird die Zufuhr von Argon abgeschaltet, der freie Raum und die Poren des Isoliermaterials sind dann mit Ar gefüllt.

Die Brennstabsimulatoren und die Bündelumfassung (Shroud + Isolierschicht) sind mit einer Vielzahl von Thermoelementen versehen. Sie sind auf 17 axialen Ebenen von - 0,25 m bis 1,35 m in Abständen von 0,10 m angebracht. Eine genauere Darstellung der Instrumentierung ist u. a. /SEP 04/zu entnehmen.

Die QUENCH-Versuche können im Allgemeinen in mehrere Phasen aufgeteilt werden (Abb. 3.20):

- eine Vorwärmphase und eine Phase mit Einspeisung von Helium, um die Verzögerungszeit bis zur Messstelle zu bestimmen,
- eine zweite Vorwärmphase,
- eine Voroxidationsphase,
- eine transiente Phase
- eine Quench-Phase

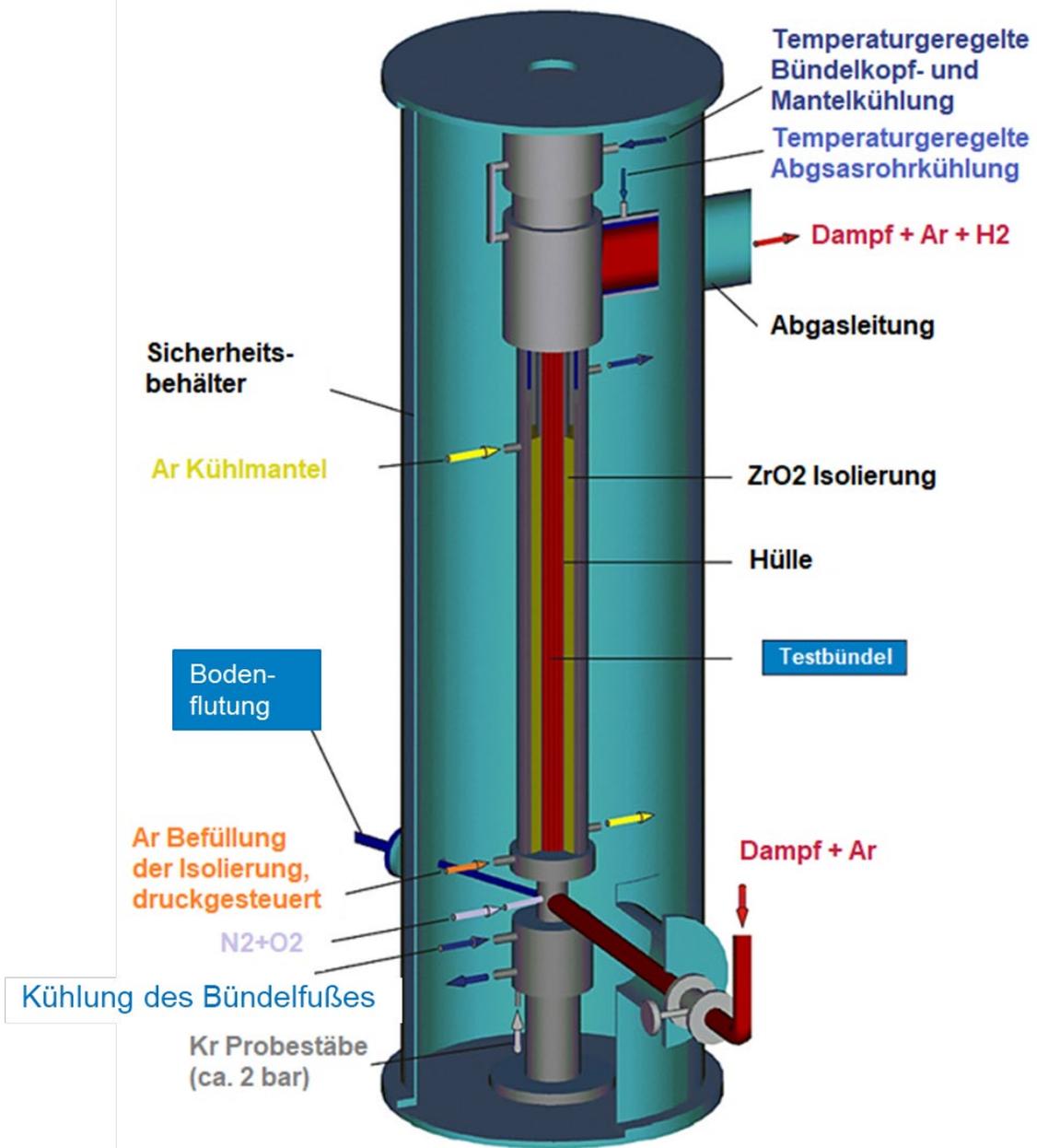
Vor der Quench-Phase werden Argon und Dampf von unten in das Testbündel eingespeist. Die Voroxidationsphase dient dazu, eine Oxidschicht vor der eigentlichen Quench-Phase zu erzeugen. Während dieser Phase wird üblicherweise einer der Eckstäbe ohne Unterbrechung des Versuchsbetriebs aus dem Testbündel gezogen, um die bis zu diesem Zeitpunkt bereits erzeugte Oxidschichtdicke feststellen zu können. Die Quench-Phase wird eingeleitet, indem die Argon-/Dampf-Zufuhr von unten in das Bündel abgeschaltet und stattdessen Quench-Wasser bzw. Quench-Dampf in das untere Bündel-Plenum eingeleitet wird. Zugleich erfolgt die Einspeisung von Argon in den oberen Bereich des Bündels. Danach wird die Leistung im Bündel abgesenkt und die Teststrecke von unten her geflutet.

In Tab. 3.5 sind die wesentlichen Versuchsbedingungen für die bisher durchgeführten Bündelexperimente zusammenfassend dargestellt /KAR 19/.

Tab. 3.5 QUENCH-Versuchsmatrix /KAR 19/

Versuch	Quench-Medium	Flutrate [g/s]	Temp. bei Flutbeginn [K]	Max. ZrO <sub>2</sub> -Schichtdicke [µm]	H <sub>2</sub> -Erzeugung vor/beim Fluten [g]	Bemerkungen
QUENCH-01 26.02.98	Wasser	52	1830	500	36/3	COBE-Projekt: partielle Fragmentation der voroxidierten Brennstabhülle
QUENCH-02 07.07.98	Wasser	47	2400	vollständig oxidiert	20/140	COBE-Projekt: Keine zusätzliche Voroxidation; Quenchen bei hohen Temperaturen
QUENCH-03 20.01.99	Wasser	40	2350	vollständig oxidiert	18/120	Verspätetes Fluten; 240 s nach Beginn der Temperatureskalation
QUENCH-04 30.06.99	Dampf	50	2160	280	10/2	Abkühlverhalten von gering voroxidierten Hüllrohren bei Einspeisung von kaltem Dampf
QUENCH-05 29.03.00	Dampf	48	2020	420	25/2	Abkühlverhalten von voroxidierten Hüllrohren bei Einspeisung von kaltem Dampf
QUENCH-06 13.12.00	Wasser	42	2060	630	32/4	OECD-ISP: Vorhersage des H <sub>2</sub> -Quellterms durch verschiedene Programmsysteme
QUENCH-07 25.07.01	Dampf	15	2100	vollständig oxidiert	66/120	COLOSS-Projekt: Einfluss des B <sub>4</sub> C-Absorberstabversagens auf H <sub>2</sub> -, CO-, CO <sub>2</sub> - und CH <sub>4</sub> -Freisetzung
QUENCH-08 24.07.03	Dampf	15	2090	vollständig oxidiert	46/38	Referenzversuch zu QUENCH-07 ohne Absorberstab
QUENCH-09 03.07.02	Dampf	49	2100	vollständig oxidiert	60/400	COLOSS-Projekt: Einfluss des B <sub>4</sub> C-Absorberstabversagens auf H <sub>2</sub> -, CO-, CO <sub>2</sub> - und CH <sub>4</sub> -Freisetzung bei Dampfangel
QUENCH-10 21.07.04	Wasser	50	2200	vollständig oxidiert	48/5	LACOMERA-QUENCH-01: Lufteinbruch bei Transportbehälterunfall

Versuch	Quench-Medium	Flutrate [g/s]	Temp. bei Flutbeginn [K]	Max. ZrO <sub>2</sub> -Schichtdicke [µm]	H <sub>2</sub> -Erzeugung vor/beim Fluten [g]	Bemerkungen
QUENCH-11 08.12.05	Wasser	18	2040	vollständig oxidiert	9/132	LACOMERA-QUENCH-02: Ausdampftest mit anschließendem Fluten
QUENCH-12 27.09.06	Wasser	48	2100	vollständig oxidiert	34/24	ISTC-1648.2: phys.-chem. Verhalten von WWER-Hüllrohren (Zr1%Nb) während des Flutens
QUENCH-13 07.11.07	Wasser	52	1820	750	42/1	SARNET: AIC-Absorberstab, Aerosolverhalten
QUENCH-14 02.07.08	Wasser	41	2100	900	34/6	ACM-Testreihe: Test mit M5®-Hüllrohren
QUENCH-15 27.05.09	Wasser	48	2100	620	41/7	ACM-Testreihe: Test mit ZIRLO™-Hüllrohren
QUENCH-16 27.07.11	Wasser	53	1870	1075	144/128	LACOMEKO: Lufteinbruch
QUENCH-17 31.01.13	Wasser	10	1700	vollständig oxidiert	110/1	SARNET-2: Debris-Bett
QUENCH-18 27.09.2017	Wasser	53	1950	vollständig oxidiert	57/238	ALISA: Lufteinbruch, AIC-Absorberstab
QUENCH-19 29.08.2018	Wasser	48	1730	-	/9	FeCrAl-Hüllrohre und Abstandshalter



**Abb. 3.18** Schematische Darstellung der QUENCH-Anlage /STU 11/

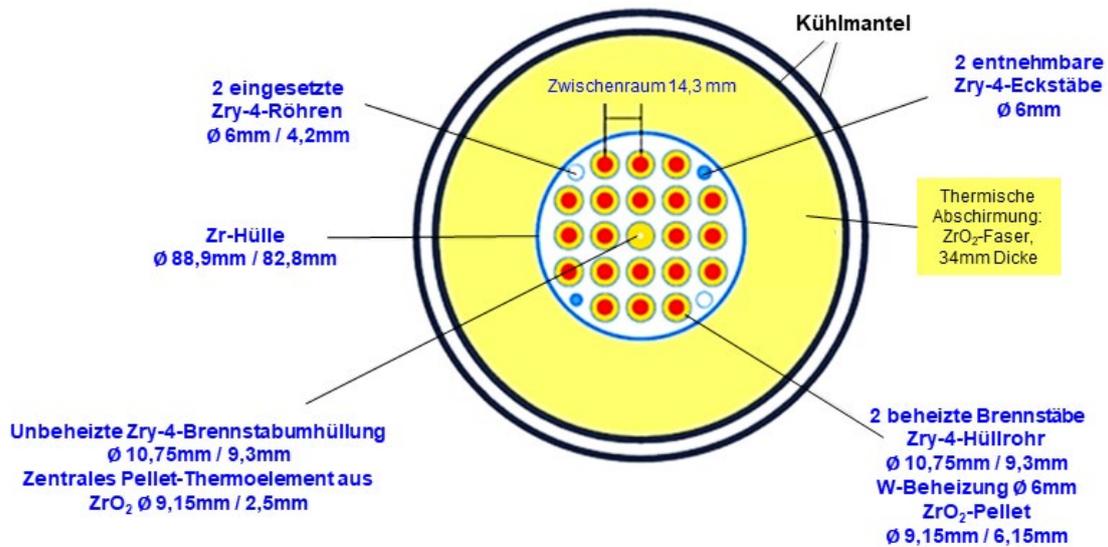


Abb. 3.19 QUENCH: Querschnitt des Testbündels /STU 11/

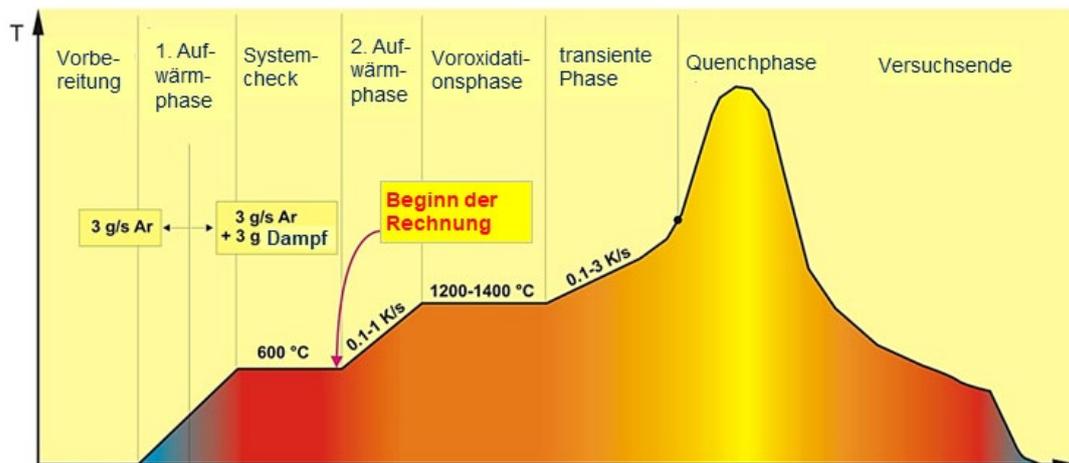


Abb. 3.20 QUENCH: Beispiel eines Versuchsablaufs

## **4 Validierungsrechnungen mit ATHLET**

### **4.1 Analytische Begleitung der Versuchsprogramme PKL III H und PKL III i**

#### **4.1.1 Einführung**

Das Versuchsprogramm PKL III H wurde in der Versuchsanlage PKL bei AREVA NP in Erlangen durchgeführt /SCH 17/. Das Gesamtprogramm, mit einer Laufzeit zwischen Juni 2012 und April 2016, bestand aus 10 Experimenten, die in zwei parallele Teilprogramme unterteilt wurden: ein Teilprogramm im Rahmen eines von der OECD/NEA geförderten internationalen Projekts PKL-3 /NEA 21/ mit 8 Experimenten, und ein nationales, auf deutsche Interessen abgestimmtes Programm mit 2 zusätzlichen Versuchen. Das Versuchsprogramm wurde mit begleitenden Tests in der ROCOM-Anlage des Helmholtz-Zentrums Dresden-Rossendorf ergänzt /KLI 16/.

Aus diesem Versuchsprogramm wurden zwei Tests zur Validierung des Rechenprogramms ATHLET im Rahmen des Vorhabens RS 1548 herangezogen:

- Test H1.1: 1 %-Leck im kalten Strang mit Ausfall der Hochdruckeinspeisung, Abfahren der Anlage über die Sekundärseite mit 200 K/h bei Beginn der Kernaufheizung (Counterpart-Test zu ROSA/LSTF-Test SB-CL-32)
- Test H1.2: 1 %-Leck im heißen Strang mit Ausfall der Hochdruckeinspeisung, sekundärseitige Druckentlastung nach Beginn der Kernaufheizung (Counterpart-Test zu ROSA/LSTF-Test SB-HL-12)

Das aktuelle Versuchsprogramm PKL IIIi (Juli 2016 bis Mai 2020) besteht aus 9 Versuchen, davon 8 im Rahmen des internationalen OECD/NEA PKL-4-Projekts /NEA 21/. Im Mittelpunkt stehen systematische Untersuchungen von thermohydraulischen Phänomenen sowie die experimentelle Absicherung von Abfahrprozeduren.

Aus dem aktuellen Versuchsprogramm wurden bis jetzt zwei Versuche mit insgesamt fünf Versuchsläufen zur ATHLET-Validierung ausgewählt:

- Test i2.1 Run 1: 1 %-Leck im heißen Strang mit Ausfall der Hochdruckeinspeisung, sekundärseitige Druckentlastung bei Beginn der Kernaufheizung (Counterpart-Test zu ROSA/LSTF Test SB-HL-12, ähnlich wie Test H1.2)
- Test i2.1 Run 2: Parameterstudie zum Einfluss von Stickstoff auf die Wärmeübertragung in den Dampferzeugern unter Reflux-Condenser-Bedingungen
- Test i2.2 Run 1: 13 %-Leck im kalten Strang, Notkühleinspeisung in zwei von vier Loops kaltseitig (Counterpart-Test zu ROSA/LSTF-Test IB-CL-05)
- Test i2.2 Run 2: 17 %-Leck im kalten Strang, Notkühleinspeisung in zwei von vier Loops kaltseitig (Counterpart-Test zu ROSA/LSTF-Test IB-CL-03)
- Test i2.2 Run 3: 17 %-Leck im kalten Strang, mit weiterer Reduktion der verfügbaren Notkühleinspeisung (zwei kaltseitige Druckspeicher, nur eine Hochdruckeinspeisepumpe)

Der letzte Versuch diente auch als Basis für ein internationales Benchmark-Problem im Rahmen des OECD/NEA-PKL-4-Projekts, das im Jahr 2018 durchgeführt wurde /FRE 17/. Gegenstand des Benchmark-Problems war eine „blinde“ Simulation des Versuchs i2.2 Run 3, wobei nur die Anfangs- und Randbedingungen bekannt waren. Die GRS nahm am Benchmark mit ATHLET teil.

Vor dem ersten Test des neuen Versuchsprogramms wurde die Anlage mit der Nachbildung des Stutzen-Bypasses im RDB (zwischen Ringraum und heißen Strängen) sowie mit zusätzlichen Messinstrumenten erweitert. Anschließend wurde ein Konditionierungstest mit einer schrittweisen Reduktion des Kühlmittelinventars bei konstanter Bündelleistung und konstantem Systemdruck durchgeführt. Dieses Experiment diente auch als zusätzliche Überprüfung des ATHLET-Datensatz für die erweiterte PKL-Anlage.

#### 4.1.2 ATHLET-Datensatz für die PKL-Anlage

Die für die Simulation der ausgewählten PKL-Versuche verwendete Nodalisierung basiert auf der Modellierung, die für die Nachrechnung des Versuchs PKL III H2.2 (OECD/NEA-PKL-3-Benchmark) verwendet und in /HOL 16/ dokumentiert wurde. Sie wird in der Abb. 4.1 schematisch dargestellt, wobei die Skala auf der linken Seite die Höhe in Metern relativ zur Mittellinie der Anschlüsse der Kühlmittelschleifen an den Stab-bündelbehälter (SBB) angibt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden in dem Bild nur die Kühlkreisläufe 1 und 2 (mit Druckhalter) dargestellt.

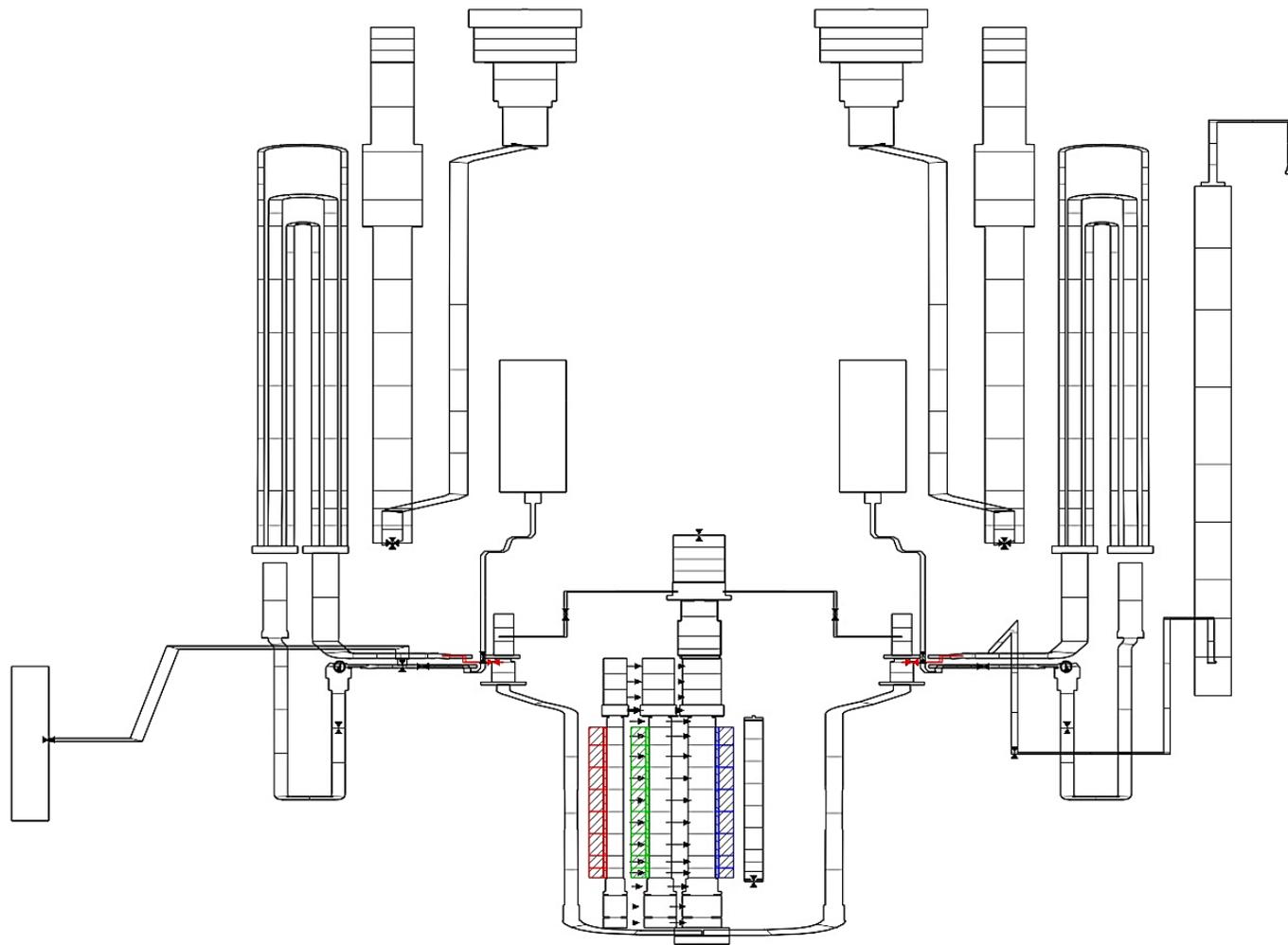
Für die Nodalisierung des SBB wurde hauptsächlich eine 2-Kanal-Darstellung verwendet. Der Bereich zwischen unterem Plenum und Deckelraum ist in einen Innen- und einen Außen-Kanal aufgeteilt. Dies erlaubt eine verbesserte explizite Konvektionsströmung über den Kernbereich und im oberen Plenum und verbessert das Verhalten der Nachrechnung bei Beginn des Siedens. Die anderen Bereiche, insbesondere der Downcomer, sind eindimensional dargestellt.

Für die Nachrechnung der Versuche zu mittleren Lecks sowie für die Teilnahme an der Benchmark-Rechnung wurde die Nodalisierung im Kernbereich um einen zusätzlichen, mittleren Kanal erweitert, was dem in diesen Versuchen verwendeten radialen Leistungsprofil besser entspricht (Abb. 4.1). Der Eingabedatensatz wurde so erweitert, dass auch das 3D-Objekt wahlweise im Kernbereich verwendet werden kann. Die Heizstäbe sind auf die drei Kanäle PV-CORE00, PV-CORE11 und PV-CORE12 entsprechend aufgeteilt.

Die Standardnodalisierung des Druckhalters ist eine 1-Kanal-Modellierung für das Druckhaltergefäß. Der Anschluss der Surgeline ist über ein Branch-Objekt realisiert. Im Druckhalter wird ein expliziter Gemischspiegel simuliert und damit auch die 5-Gleichungsmodellierung verwendet. Nicht im Bild dargestellt ist das Fill-Objekt PR-DRAIN, mit dem zu Beginn der Nachrechnungen der Druckhalterfüllstand eingestellt werden kann.

Die U-Rohre im DE werden in drei Gruppen aufgeteilt: 6 kurze, 18 mittlere und 4 lange U-Rohre. Ziel dieser Nodalisierung ist es, ein realistischeres Verhalten beim Naturumlauf sowie im Reflux-Condenser-Betrieb zu erreichen. Nur angedeutet in Abb. 4.1 ist dabei die sekundärseitige Speisewasserleitung in den DE-Downcomer. Nicht dargestellt sind die Frischdampfleitung bis zur ersten Absperrarmatur und das daran anschließende TDV zur Einstellung des DE-Drucks sowie die Abschlammleitungen.

Die für das Versuchsprogramm PKL IIII geplanten Änderungen im RDB-Deckelraum sind im ATHLET-Datensatz noch nicht berücksichtigt.



ATHLET Nodalization for PKL-III Test i2.2 (Loops 1/2)

**Abb. 4.1** Modellierung der PKL-Versuchsanlage mit ATHLET

### **4.1.3 Nachrechnung des Versuchs H1.1**

Der Versuch PKL III H1.1 war als Counterpart-Test zum ROSA/LSTF-Experiment SB-CL-32 (1 %-Leck im kalten Strang mit Ausfall der Hochdruckeinspeisung und ein Abfahren der Anlage mit 200 K/h 10 min nach Lecköffnung) als vorgesehene Notfallmaßnahme /TAK 14/ definiert. Aufgrund der Druckbegrenzung der PKL-Anlage (5 MPa) musste jedoch die erste Versuchsphase entsprechend angepasst werden.

Der Versuchsbeginn im Test H1.1 entsprach dem Zustand der LSTF-Anlage 300 s nach Lecköffnung, als der Primärdruck auf das Niveau des Sekundärdrucks gefallen war /DEN 17/, jedoch bei einem niedrigeren Druck, unter 5 MPa. Der Betriebsdruck der Druckspeicher wurde entsprechend reduziert. Der Skalierungsfaktor für die Kernleistung und für die Notkühl-Einspeiseraten zwischen PKL und LSTF betrug 1:2,55. Um ein vergleichbares Versuchsszenario zu erreichen, wurde die sekundärseitige Druckentlastung eingeleitet, als die höchste Hüllrohrtemperatur den Wert 500 °C erreicht hat.

Die Nachrechnung des Versuchs H1.1 wurde mit der Code-Version ATHLET Mod 3.1 Cycle A durchgeführt /AUS 17b/. Der Eingabedatensatz basiert auf dem Standard-Datensatz, der in Kap. 4.1.2 beschrieben wurde.

#### **4.1.3.1 Einstellung der Anfangs- und Randbedingungen**

Zur Einstellung der Anfangsbedingungen des Experiments wurde eine Konditionierungsrechnung durchgeführt. Gestartet wurde mit einer abgeschalteten Anlage. Primär- und Sekundärdrücke wurden an die entsprechenden Anfangswerte des Experiments angepasst und mit Hilfe einer vereinfachten Druckregelung während der Konditionierungsrechnung konstant gehalten.

Gleichzeitig mit der Erhöhung der Bündelleistung auf den spezifizierten Anfangswert wurden die Druckhalterheizung, die Hauptkühlmittelpumpen, die Stutzheizung am Deckelraum des Druckbehälters, die Bypass-Heizung an der Sekundärseite der Dampferzeuger, sowie die sekundärseitige Füllstandsregelung und das primärseitige Volumenregelsystem eingeschaltet.

Nach dem Erreichen eines stabilen Zustands und nach einem zufriedenstellenden Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Werten am Ende der Konditionierungsphase, wurde die Simulation des eigentlichen Versuchs mit folgenden Maßnahmen eingeleitet:

- Isolation der Dampferzeuger ( $t = -741$  s)
- Öffnung des Bruchventils und Abschaltung des Volumenregelsystems ( $t = -198$  s)
- Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen 57 s nach Lecköffnung

Zum Zeitpunkt des Versuchsbeginns ( $t = 0$ ) betrug das berechnete Kühlmittelinventar im Primärkreis etwa 1.957 kg

#### **4.1.3.2 Wesentliche Ergebnisse**

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung des PKL-Versuchs H1.1 mit ATHLET Mod 3.1 Cycle A sind in Abb. 4.2 bis Abb. 4.9 zusammenfassend dargestellt /AUS 17b/. Ein Teil der Konditionierungsphase ( $-1.000$  s  $< t < 0$  s) ist auch in diesen Diagrammen eingetragen. Im Allgemeinen werden die Rechenergebnisse in **blau** bzw. **grün**, die entsprechenden Messwerte in **rot** dargestellt. Aufgrund der Vertraulichkeit der experimentellen Daten werden sämtliche Ergebnisse in normierter Form präsentiert.

Abb. 4.2 und Abb. 4.3 zeigen die berechneten Drücke auf den Primärkreislauf bzw. auf den Sekundärseiten der Dampferzeuger im Vergleich zu den Messwerten. Die Übereinstimmung zwischen Experiment und Simulation ist im Allgemeinen sehr gut. Die Auswirkung der sekundärseitigen Druckentlastung als Notfallmaßnahme auf das primärseitige Abfahren wurde vom Rechenprogramm richtig wiedergegeben. Wegen der starken Dampfkondensation in den kalten Strängen zum Beginn der Druckspeicher-Einspeisung ( $t = 2.539$  s), fällt der Primärdruck unter den Druck auf den DE-Sekundärseiten Abb. 4.3. Dadurch ändert sich die Richtung des Wärmetransports und der Primärdruck steigt wieder bis leicht über den Sekundärdruck. Danach folgt der Primärdruck wieder der sekundärseitigen Druckentlastung. Dieses Verhalten wurde vom Rechenprogramm korrekt erfasst.

Im weiteren Verlauf wird der Drucksollwert zum Start der Niederdruckeinspeisung bei etwa  $t = 3.840$  s erreicht. Mit der Wiederauffüllung des Reaktorkühlkreislaufs steigt der Druck wieder bis zum Versuchsende.

Abb. 4.4 zeigt in **blau** die max. berechneten Hüllrohrtemperaturen (PCT – Peak Cladding Temperature, integral über sämtliche Wärmeleitelemente im Bündelbereich) im Vergleich zu zwei Messstellen im oberen Bündel (in **rot** bzw. **orange**). Mit dem kontinuierlichen Inventarverlust nach Lecköffnung findet die erste Kernaufheizung wenige Minuten nach dem eigentlichen Versuchsbeginn (SOT – Start of Test) statt Abb. 4.5. Der frühere Zeitpunkt bei der Simulation ( $t \approx 680$  s gegenüber  $t \approx 840$  s im Versuch) ist auf die unterschiedlichen Kühlmittelinventare im Primärkreis am Ende der Konditionierungsphase (1.957 kg gegenüber etwa 2.000 kg im Versuch /DEN 17/) zurückzuführen.

Unmittelbar danach ist der Druckunterschied zwischen dem oberen Plenum und den kalten Strängen groß genug, um das Freibleasen der Pumpenbögen in den Loops 10, 20 und 30 einzuleiten (Abb. 4.6 und Abb. 4.7). Der im Kern erzeugte Dampf kann nun frei in Richtung Leck im Loop 10 strömen. Dabei wird Kühlmittel aus den Pumpenbögen der Loops 20 und 30 mitgerissen, was dazu beiträgt, den RDB und damit den Bündelbereich wieder aufzufüllen (Abb. 4.8).

Im weiteren Verlauf füllen sich die Pumpenbögen mit dem Kondensat aus den Dampferzeugern wieder, bis auf den Pumpenbogen im Loop 10 (Loop 30 im Versuch), der leer bleibt. Dadurch kann Dampf weiterhin in Richtung Leck strömen.

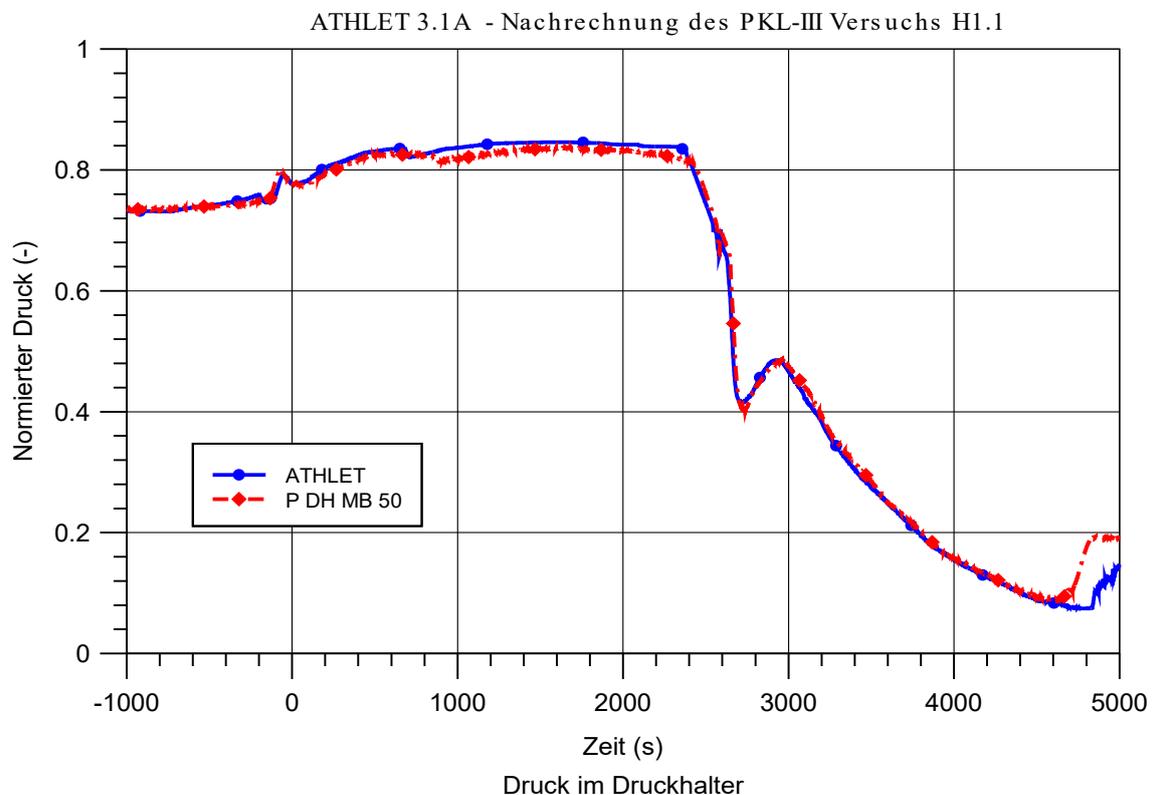
Ab  $t = 1.900$  s ( $t = 2.030$  s im Versuch) beginnt die zweite Kernaufheizung Abb. 4.4. Kurz danach ( $t = 2.366$  s in der Rechnung, 34 s früher als im Versuch) wird der Sollwert zur Einleitung der sekundärseitigen Druckentlastung erreicht. Das durch die rasche primärseitige Druckabsenkung verursachte Aufschäumen des Kühlmittels im Kern begrenzt den Temperaturanstieg an der Oberfläche der Brennstäbe, reicht aber nicht aus, um den Kern vollständig zu quenchen. Erst nach dem Start der Druckspeicher-Einspeisung ( $t = 2.539$  s) wird das Brennstabbündel wiederbenetzt.

Bedingt durch die starke Dampfkondensation in den kalten Strängen, verschiebt sich das Kühlmittel nicht nur vom Reaktordruckbehälter in Richtung DSP- (Druckspeicher)-Einspeisestelle, was zu einer deutlichen Absenkung des Füllstands im Bündelbereich führt (Abb. 4.5) aber auch aus den vier Pumpenbögen, die sich entleeren (Abb. 4.6 und Abb. 4.7).

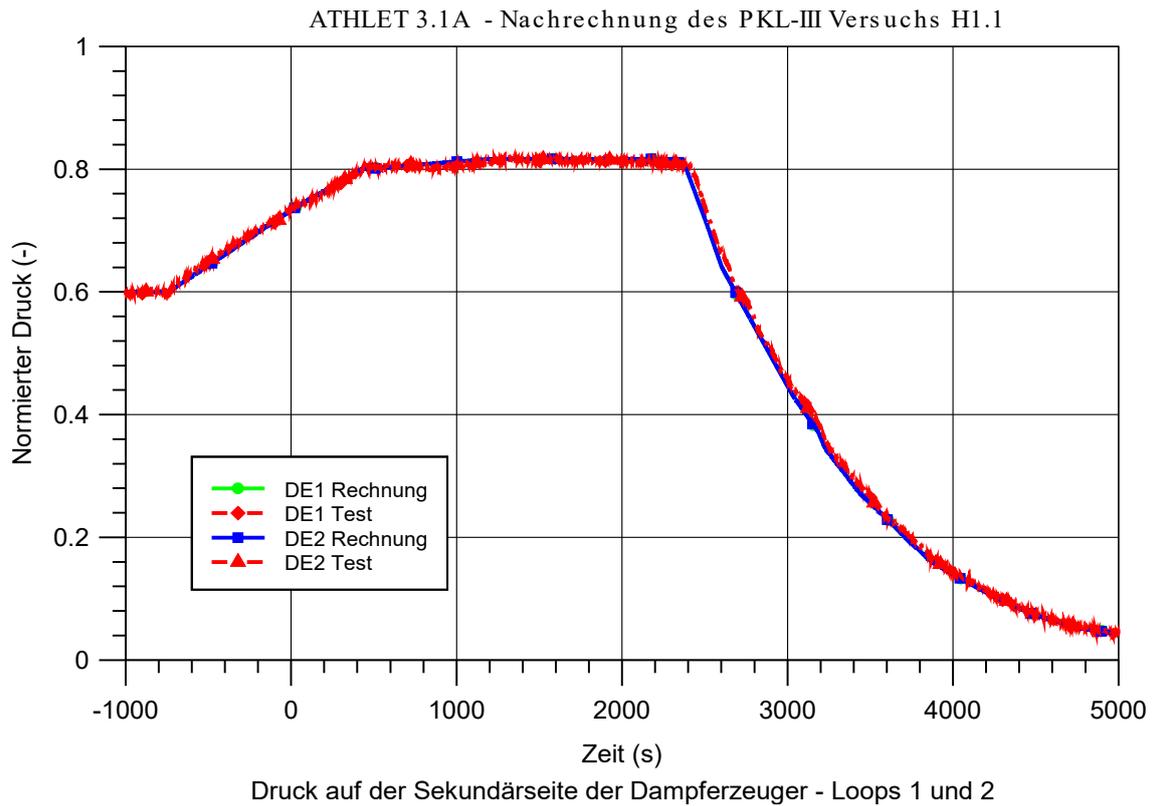
Mit dem Freiblasen der Pumpenbögen kann die DSP-Einspeisung, verstärkt durch das Kühlmittel aus den Pumpenbögen, den Kern vollständig abkühlen s. Abb. 4.4. Die starke Dampferzeugung in dieser Phase und der daraus resultierende Druckanstieg führt zu einer kurzzeitigen Unterbrechung der Notkühleinpeisung, die auch im Versuch beobachtet wurde /DEN 17/.

Nach der Fortsetzung der DSP-Einspeisung, verstärkt sich die Dampfkondensation in den kalten Strängen wieder. Dadurch fällt der Primärdruck rasch unter den Druck auf den DE-Sekundärseiten, aber auch unter den Druck der Druckspeicher. Die DSP-Einspeisung wird nun etwas länger unterbrochen Abb. 4.2. Mit der Wärmezufuhr aus den DE-Sekundärseiten steigt der Primärdruck wieder bis zum Niveau des Sekundärdrucks. Danach, ab  $t \approx 2.950$  s, folgt der Primärdruck der sekundärseitigen Druckentlastung. Etwa 130 s später wird die Notkühleinpeisung fortgesetzt bis zur vorgesehenen Schließung der Absperrventile.

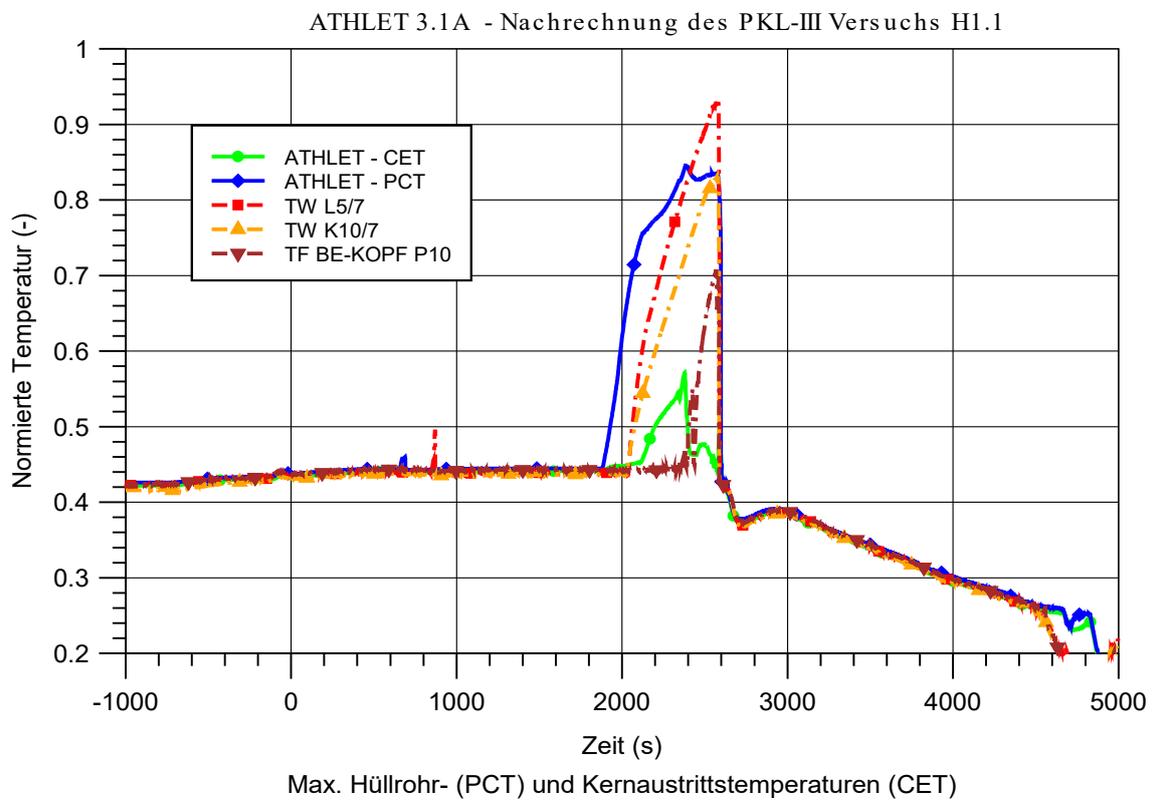
In Abb. 4.9 werden die gemessenen und berechneten Temperaturen am RDB-Eintritt verglichen. Die insgesamt gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment insbesondere während der DSP-Einspeisung weist auf eine erfolgreiche Überprüfung des Kondensationsmodells in ATHLET hin.



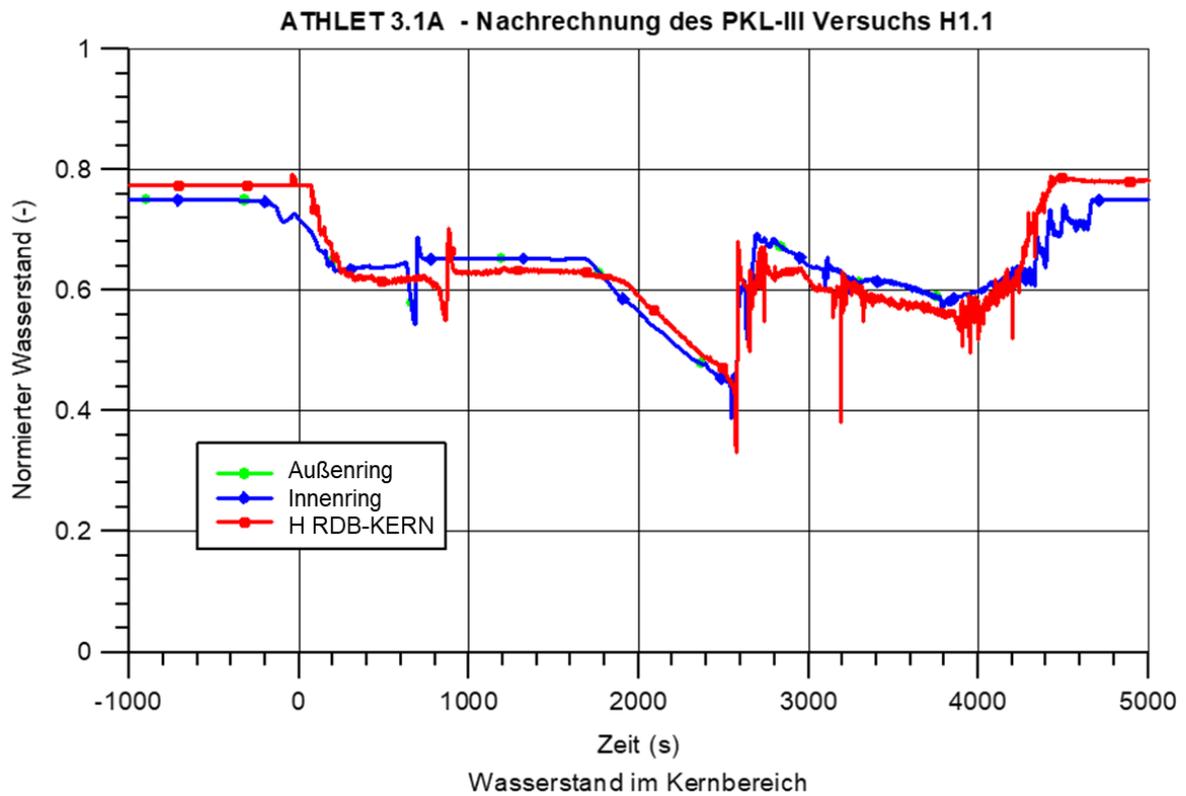
**Abb. 4.2** Test H1.1: Druck im Primärkreis



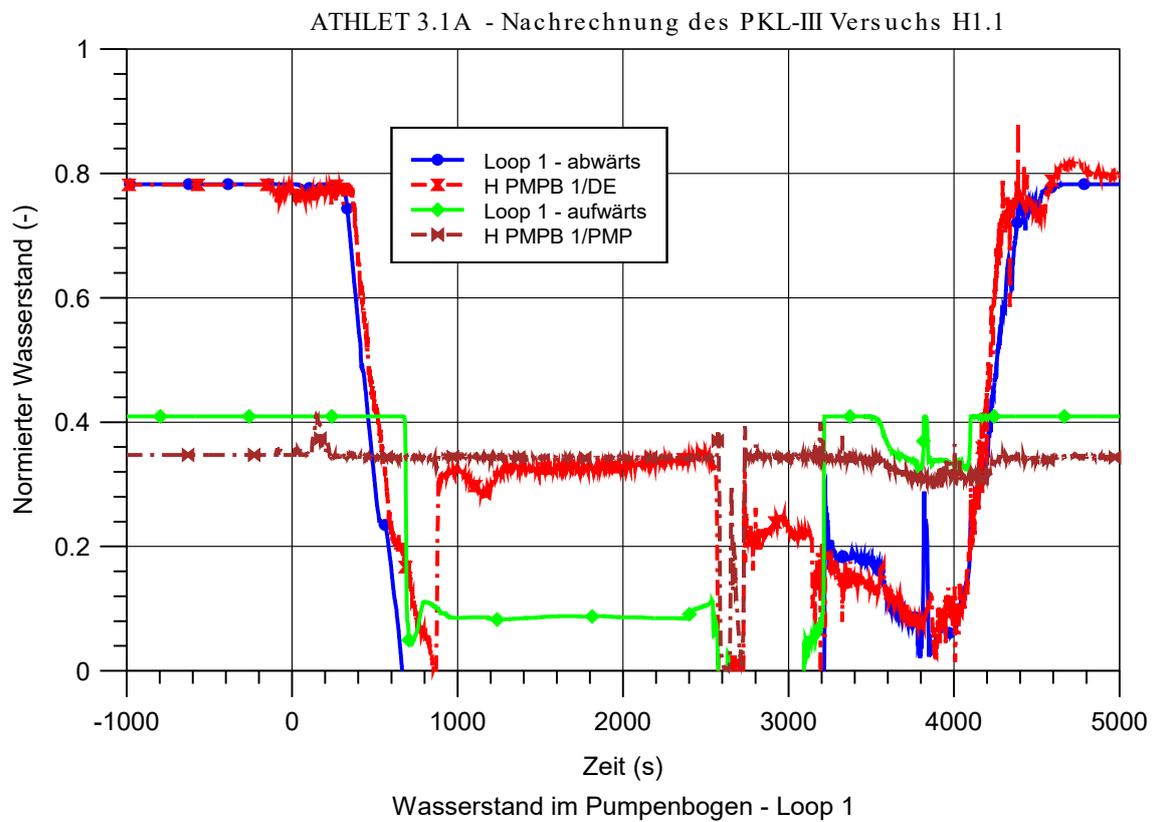
**Abb. 4.3** Test H1.1: Druck auf der Sekundärseite der DE-Loops 10/20



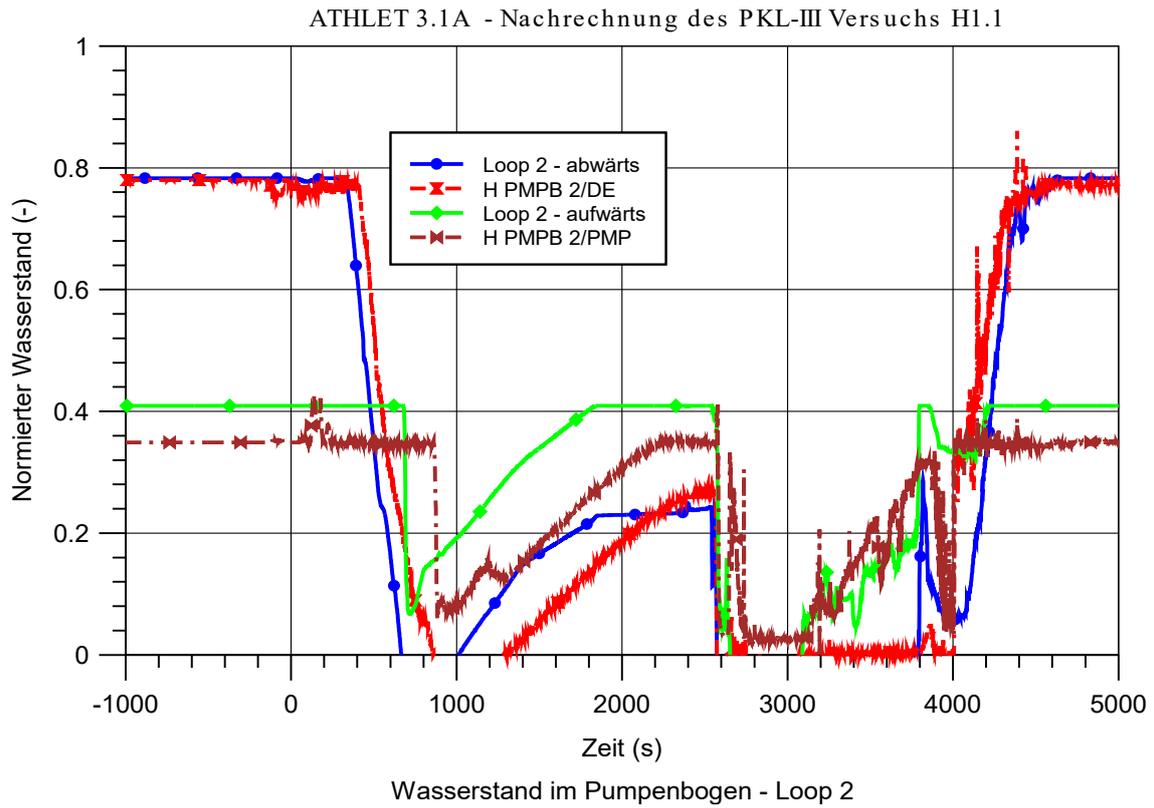
**Abb. 4.4** Test H1.1: Max. Hüllrohr- und Kernaustrittstemperaturen



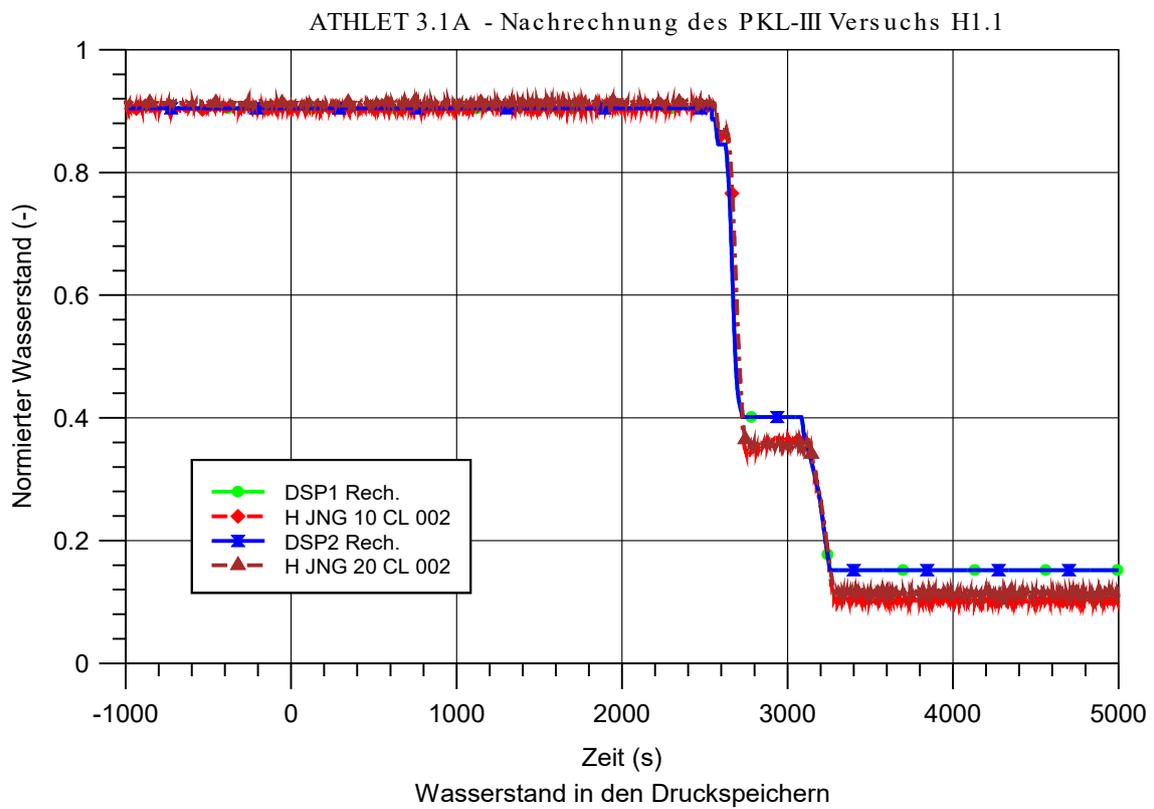
**Abb. 4.5** Test H1.1: Wasserstand im Kernbereich



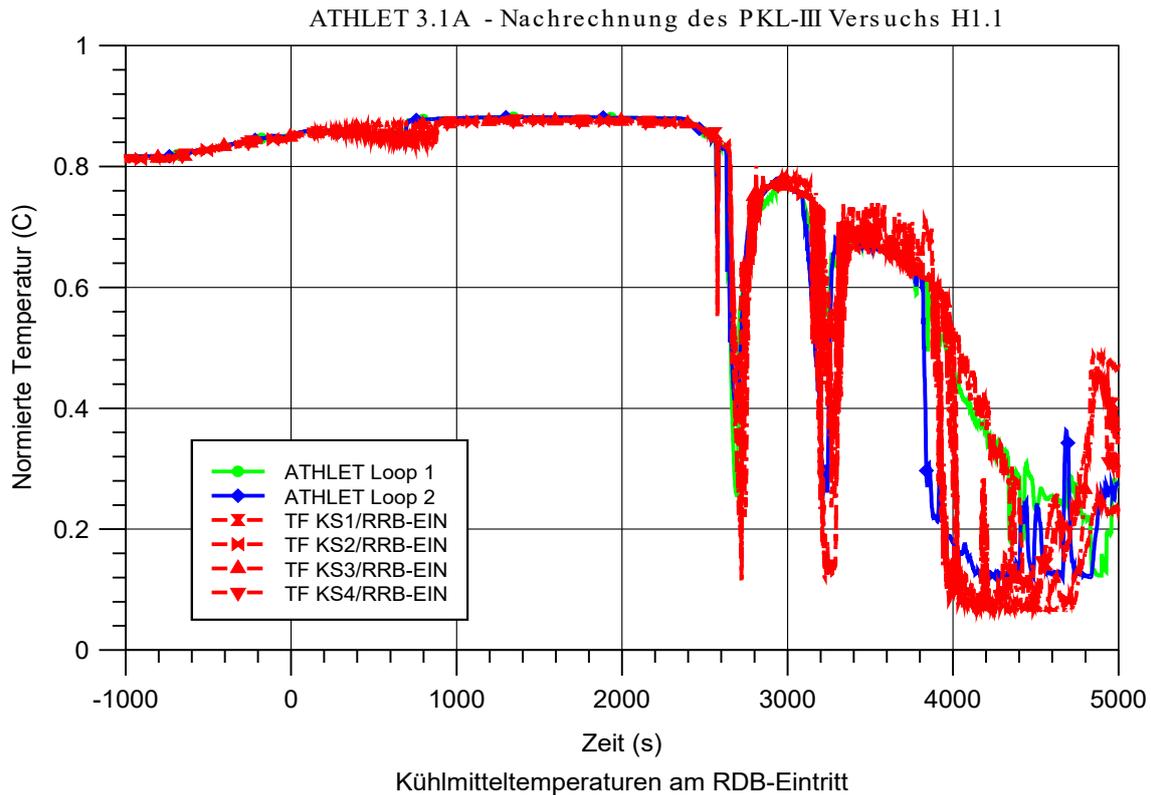
**Abb. 4.6** Test H1.1: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 10



**Abb. 4.7** Test H1.1: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 20



**Abb. 4.8** Test H1.1: Wasserstand in den Druckspeichern



**Abb. 4.9** Test H1.1: Kühlmitteltemperaturen am RDB-Eintritt

#### 4.1.4 Nachrechnung des Versuchs H1.2

Der Versuch PKL III H1.2 wurde als Counterpart-Test zum ROSA/LSTF-Test SB-HL-12 definiert. Gegenstand dieses LSTF-Versuchs war ein 1 %-Leck im heißen Strang mit Ausfall der Hochdruckeinspeisung. Als Notfallschutzmaßnahme war eine sekundärseitige Druckentlastung zum Beginn der Kernaufheizung vorgesehen. Aufgrund eines Fehlers bei der Isolierung der Druckspeicher am Ende der Notkühleispeisung wurde Stickstoff in den Primärkreislauf eingespeist. Mit der Ansammlung von Stickstoff in den U-Rohren der Dampferzeuger hat sich die Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis deutlich verschlechtert, so dass der Primärdruck über den Ansprechwert der Niederdruckeinspeisung blieb und eine zweite, starke Kernaufheizung stattfand /TAK 16/.

Aufgrund der Druckbegrenzung der PKL-Anlage wurde der Counterpart-Test H1.2 in zwei Phasen, A und B, aufgeteilt. Zu Beginn der Phase A wurde ein Zustand eingestellt, der dem des ROSA/LSTF Counterpart-Tests 300 s nach Versuchsbeginn entspricht. Der Kühlmittelverlust über das Leck erfolgte bei konstantem Primärdruck. Die sekundärseitige Druckentlastung wurde zum Beginn der Kernaufheizung eingeleitet. In Phase A

wurde die Druckspeicher-Einspeisung unterdrückt, um ausschließlich die Auswirkungen der Notfallschutzmaßnahme zu untersuchen /SCH 16b/.

Die Anfangsbedingungen der Phase B entsprachen denen der Phase A vor der sekundärseitigen Druckentlastung. Das Temperaturkriterium zur Einleitung der DE-Druckentlastung wurde gegenüber Phase A um 100°C erhöht, um ein vollständiges Wiederbenetzen des Brennstabbündels vor der Notkühleinspeisung zu vermeiden. Ähnlich wie beim LSTF-Versuch strömte nach der Entleerung der Druckspeicher Stickstoff in den Primärkreis ein.

Die Nachrechnung des Versuchs H1.2 wurde mit der Code-Version ATHLET 3.1A Patch 1 durchgeführt /AUS 16b/. Wie es bei den Nachrechnungen von PKL-Versuchen üblich ist, wurden die Anfangsbedingungen der zwei Versuchsläufe durch Konditionierungsrechnungen eingestellt. Diese wurden mit einer abgeschalteten Anlage gestartet.

Primär- und Sekundärdrücke wurden an die entsprechenden Anfangswerte angepasst und mit Hilfe einer vereinfachten Druckregelung während der Rechnungen konstant gehalten.

Gleichzeitig mit der Erhöhung der Bündelleistung auf den spezifizierten Anfangswert wurden die Druckhalterheizung, die Stutzheizung am Deckelraum des Druckbehälters, die Bypass-Heizung an der Sekundärseiten der Dampferzeuger und, nur für die Nachrechnung der Phase A, die Hauptkühlmittelpumpen eingeschaltet. Anschließend wurden die Wasserstände auf der Sekundärseite der Dampferzeuger mittels einer künstlichen Drainage (Fill-Objekt) an die Versuchswerte angepasst.

Nach dem Erreichen eines stabilen Zustands wurde dann das Leckventil am heißen Strang im Loop 10 geöffnet. Während in Phase A der Primärkreislauf bei Versuchsbeginn ( $t = 0$  s) noch gefüllt war, startete Phase B mit der Anlage unter Reflux-Condenser-Bedingungen. Das berechnete Kühlmittelinventar am Anfang der Phase B betrug 760 kg.

Für die Nachrechnung der Phase A wurde der gemessene Sekundärdruck als Sollwert für die sekundärseitige Druckregelung bis zur Einleitung der DE-Druckentlastung verwendet.

#### 4.1.4.1 Wesentliche Ergebnisse

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung der Phase A sind in Abb. 4.10 bis Abb. 4.13 zusammengefasst. Abb. 4.10 zeigt den Druckverlauf im Primärkreis in guter Übereinstimmung mit dem Experiment. Dazu hat die Verwendung des gemessenen Drucks auf der Sekundärseite als Randbedingung beigetragen, insbesondere bis zur Einstellung des thermohydraulischen Zustands im Primärkreis, dem LSTF-Counterpart-Test entsprechend, in den ersten 600 bis 800 s.

Mit dem kontinuierlichen Kühlmittelverlust durch das Leckventil sinkt der Wasserspiegel im RDB und eine erste Kernaufheizung beginnt bei  $t = 2530$  s, etwa 50 s früher als im Experiment, s. Abb. 4.11. Kurz danach wird das Temperaturkriterium zur Einleitung der DE-Druckentlastung erreicht. Die sekundärseitige Druckentlastung und die damit verbundene starke Dampfkondensation in den U-Rohren der Dampferzeuger bewirken eine rasche primärseitige Druckabsenkung und das Abschäumen des Kühlmittels im Kernbereich. Durch die Erhöhung des Gemischspiegels und mit der zusätzlichen Verlagerung vom Kühlmittel vom Downcomer in den Kernbereich Abb. 4.12 wird das Brennstabündel teilweise abgekühlt Abb. 4.11.

Da in diesem Versuchslauf keine DSP-Einspeisung stattfindet, sinkt der Wasserstand im Bündelbereich wieder, was zu einer erneuten Kernfreilegung und zum starken Anstieg der Hüllrohrtemperaturen. Daraufhin wurde der Versuch abgebrochen.

Schließlich zeigt die Abb. 4.13 den Wasserstand im Pumpenbogen des Loops 10 im Vergleich zum Experiment. Das Wiederauffüllen aller vier Pumpenbögen mit dem Dampfkondensat aus den U-Rohren der Dampferzeuger während der sekundärseitigen Druckentlastung wird vom Rechenprogramm realitätsnah wiedergegeben.

Abb. 4.14 bis Abb. 4.21 fassen die wichtigsten Ergebnisse der Nachrechnung der Phase B zusammen. Diese Phase startet mit ähnlichen Bedingungen wie die Phase A 600 s nach der Lecköffnung. Der Primärdruck Abb. 4.14 folgt dem Sekundärdruck Abb. 4.15, und die Wärmeabfuhr erfolgt unter Reflux-Condenser-Bedingungen.

Kurz nach Versuchsbeginn findet die erste Kernfreilegung statt Abb. 4.16. Bei  $t = 779$  s ( $t = 765$  s im Versuch) erreicht die max. Hüllrohrtemperatur das Kriterium zum Einleiten der sekundärseitigen Druckentlastung Abb. 4.17. Der Primärdruck sinkt rasch unter dem Druck in den Druckspeichern, und die Notkühleinpeisung startet bei  $t = 899$  s ( $t = 895$  s

im Versuch). Ähnlich wie im Versuch H1.1, führt die starke Kondensation an den Einspeisestellen in den kalten Strängen zu einer Kühlmittelverlagerung sowohl aus dem RDB Abb. 4.16 als auch aus den Pumpenbögen Abb. 4.18. Das anschließende Freibleasen der Pumpenbögen trägt dazu bei, das Brennstabbündel rasch abzukühlen Abb. 4.17.

Im weiteren Verlauf, bedingt durch die Dampfkondensation in den kalten Strängen, sinkt der Primärdruck deutlich unter den Sekundärdruck. Die Sekundärseiten der Dampferzeuger wirken nun als eine zusätzliche Wärmequelle. Anders als bei der Nachrechnung des Versuchs H1.1 reicht dies nicht aus, um den Primärdruck deutlich zu erhöhen Abb. 4.14 und die DSP-Einspeisung zu unterbrechen, wie im Versuch zwischen  $t = 1.050$  s und  $t = 1.225$  s sowie zwischen  $t = 1.325$  s und  $t = 1.430$  s beobachtet wurde.

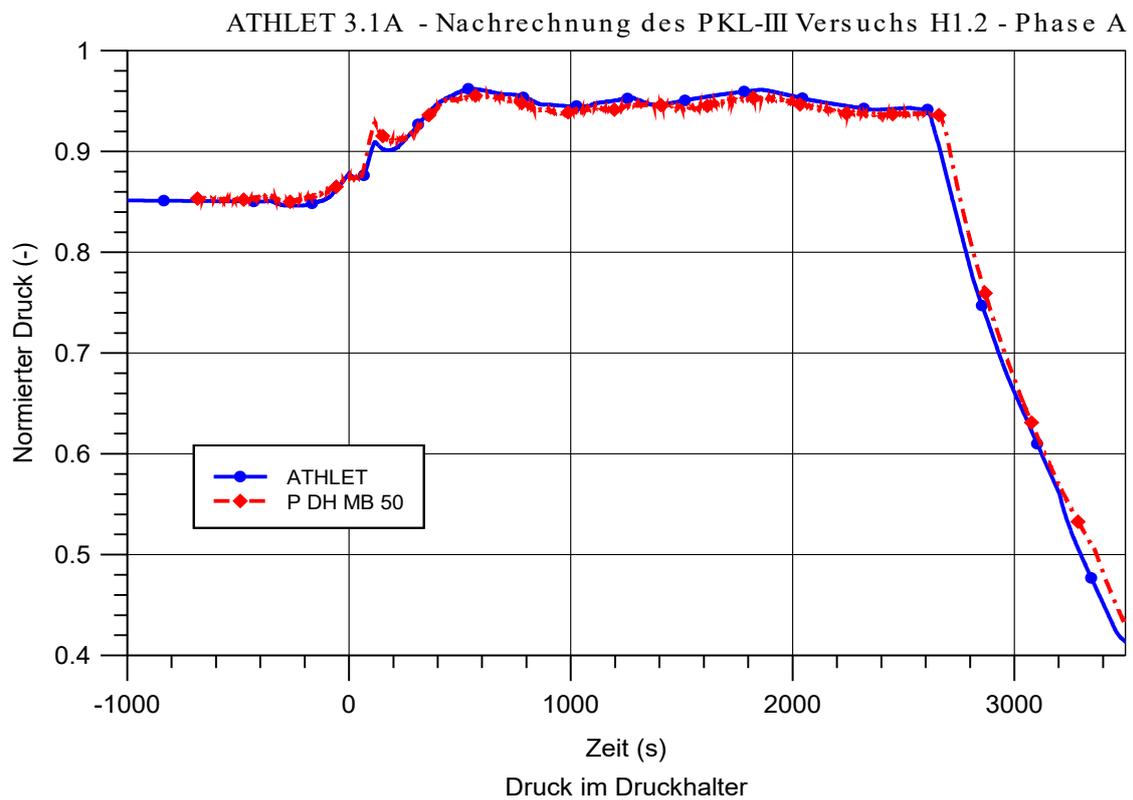
Nichtsdestoweniger werden die DSP-Einspeiseraten in dieser Phase deutlich reduziert, so dass der berechnete Zeitpunkt für die Entleerung der Druckspeicher bzw. Beginn der Stickstoffeinspeisung ( $t = 1.550$  s) gut mit dem experimentellen Wert ( $t = 1.520$  s) übereinstimmt. Zu diesem Zeitpunkt sind die Pumpenbögen, bis auf Loop 10, wieder aufgefüllt Abb. 4.18. Der eingespeiste  $N_2$  strömt dann hauptsächlich durch den freigeblasenen Pumpenbogen und durch die U-Rohre der Dampferzeuger in Richtung Leck im Loop 10, aber zum Teil auch über den Deckel-Bypass durch den Deckelraum und das obere Ple-num in Richtung Leck.

Zur Illustration zeigt die rechte Seite der Abb. 4.21 die Verteilung des Stickstoffes (in grün) im Primärkreis der Versuchsanlage bei  $t = 3.000$  s. Der Stickstoff sammelt sich vornehmlich in den U-Rohren des DE 10, was zu einer deutlichen Verringerung der Wärmeabfuhr über diesen Dampferzeuger und somit zu einer schnelleren Druckentlastung auf der Sekundärseite im Vergleich zu den anderen Dampferzeugern Abb. 4.21. Das Rechenprogramm kann dieses Phänomen zwar mit etwas Verspätung, aber mit einer zufriedenstellenden Übereinstimmung mit dem Experiment beschreiben.

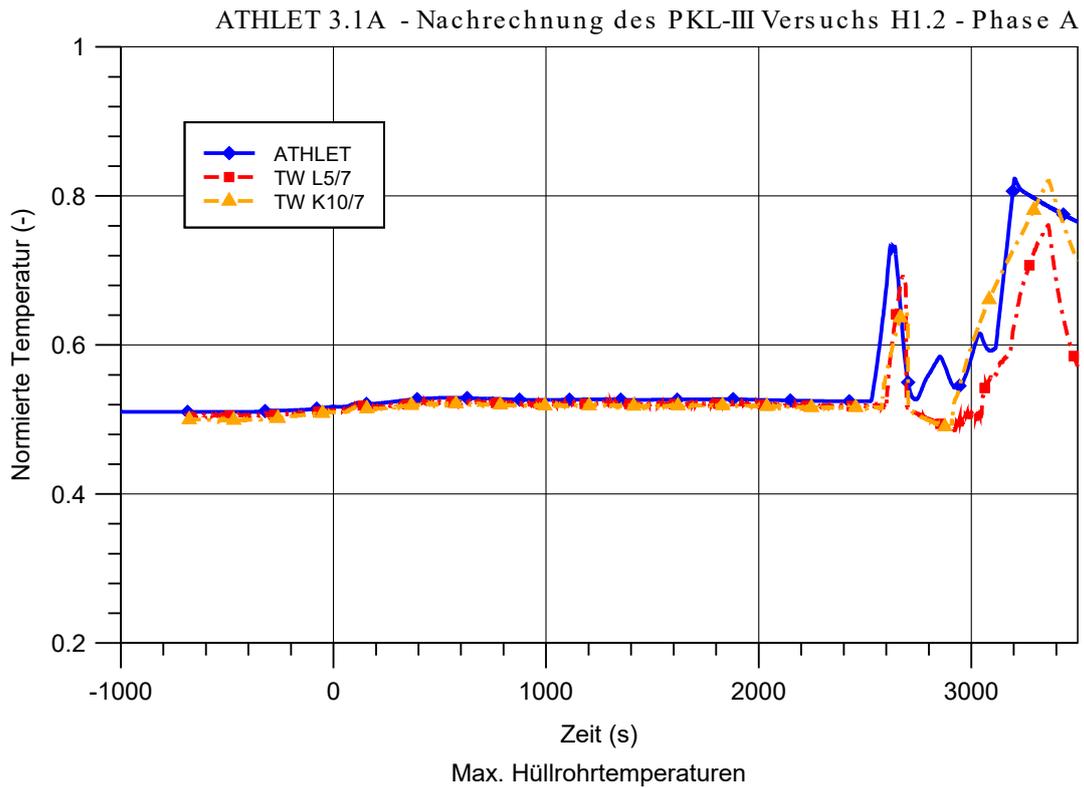
Die Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis wird von den übrigen Dampferzeugern gewährleistet, so dass der Primärdruck weiter sinkt, bis unter dem Sollwert der Niederdruckeinspeisung, die aber für diesen Versuch künstlich unterdrückt worden ist.

Im weiteren Versuchsverlauf erfolgt aufgrund des kontinuierlichen Kühlmittelverlustes eine zweite Kernfreilegung mit dem raschen Anstieg der Hüllrohrtemperaturen, der erst durch Zuschaltung der Niederdruckeinspeisung beendet wird. Bei der Rechnung erfolgt

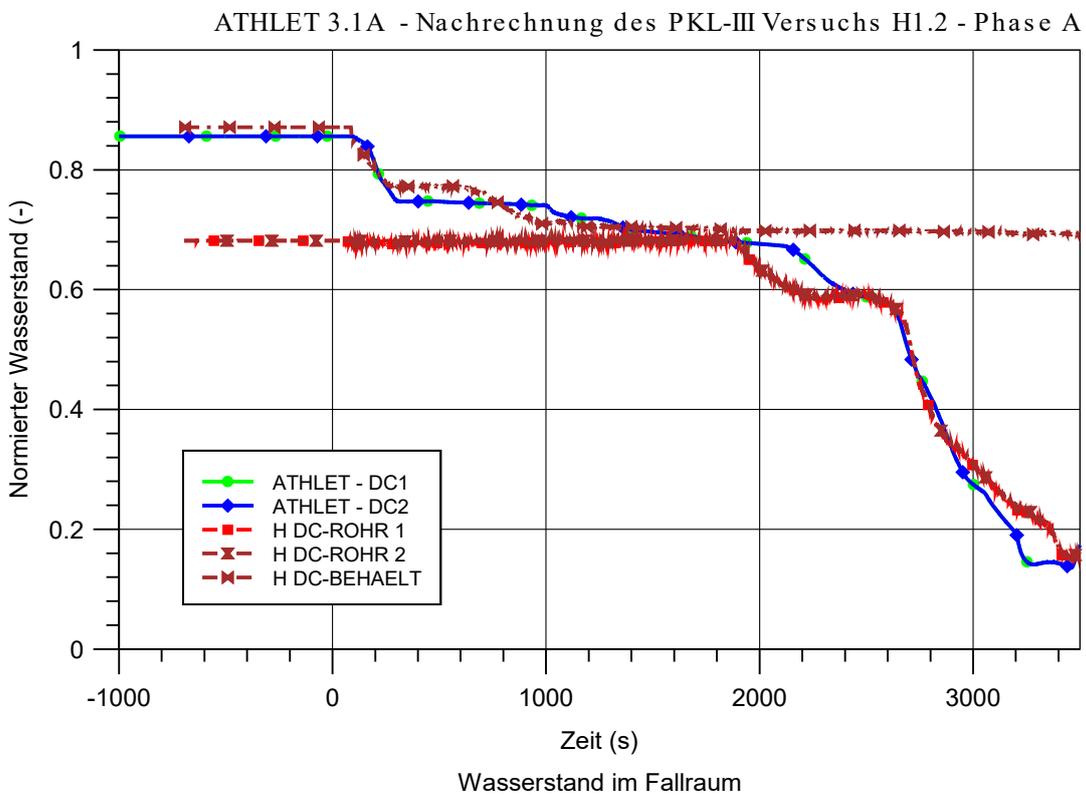
die Kernfreilegung deutlich früher als im Experiment Abb. 4.16 und Abb. 4.17. Der Grund dafür wird noch untersucht. Im Versuch blieb das Kühlmittel am Kerneintritt deutlich länger unterkühlt als in der Rechnung, was darauf hinweist, dass möglicherweise der primärseitige Wärmeverlust in Anwesenheit vom Stickstoff vom Rechenprogramm unterschätzt wurde.



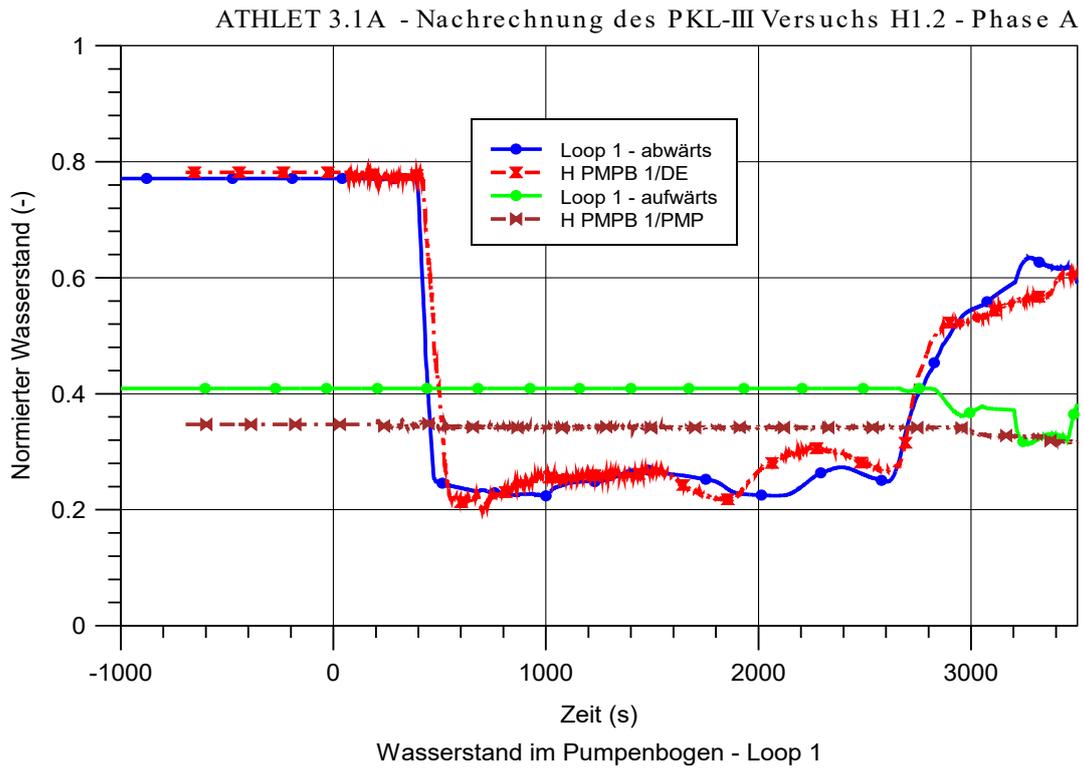
**Abb. 4.10** Test H1.2A: Druck im Primärkreislauf



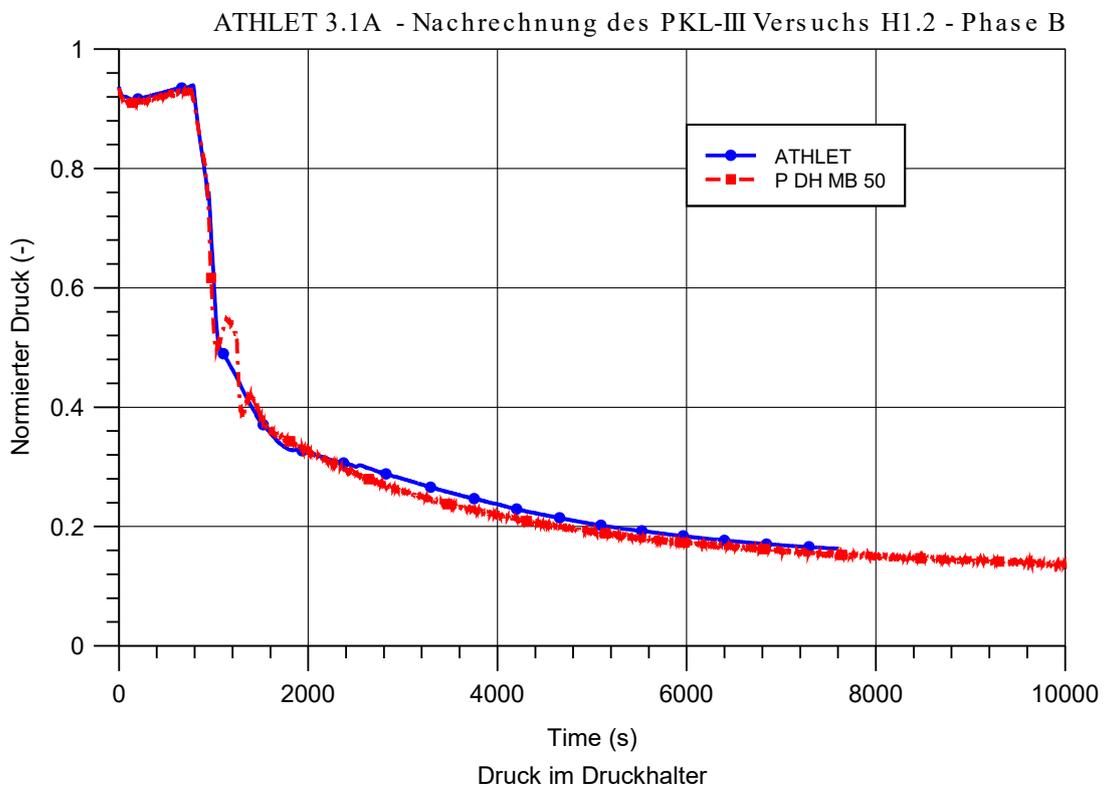
**Abb. 4.11** Test H1.2A: Max. Hüllrohrtemperatur



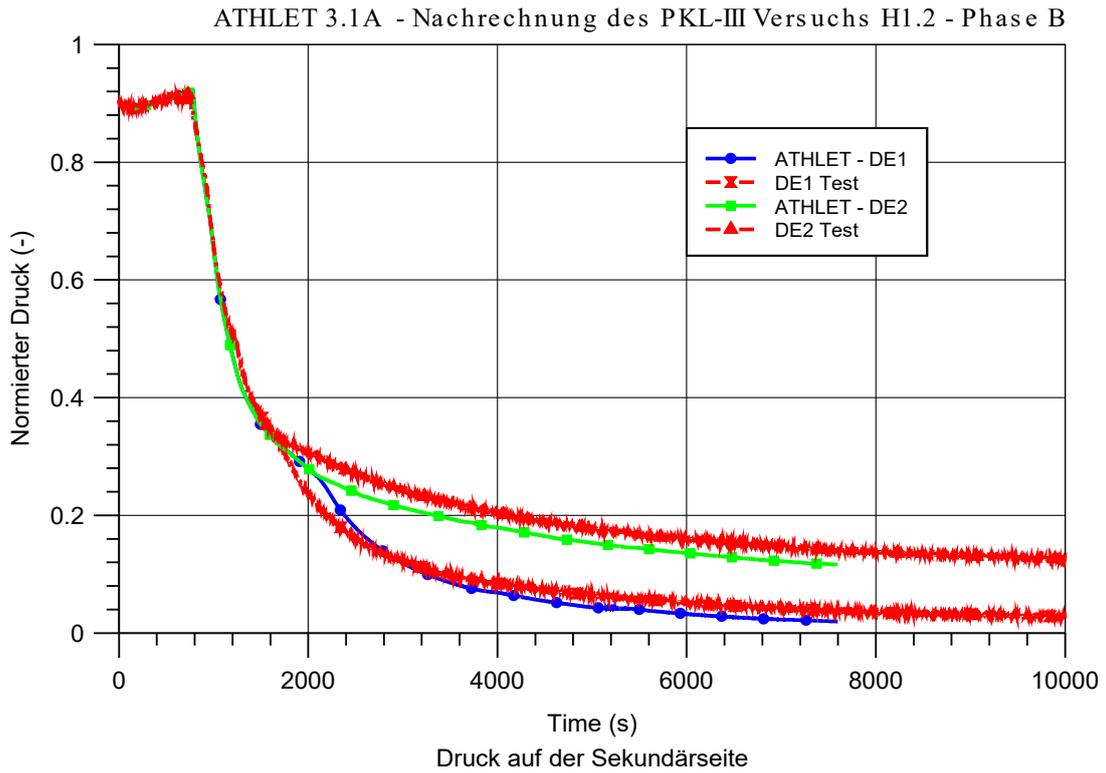
**Abb. 4.12** Test H1.2A: Wasserstand im Fallraum



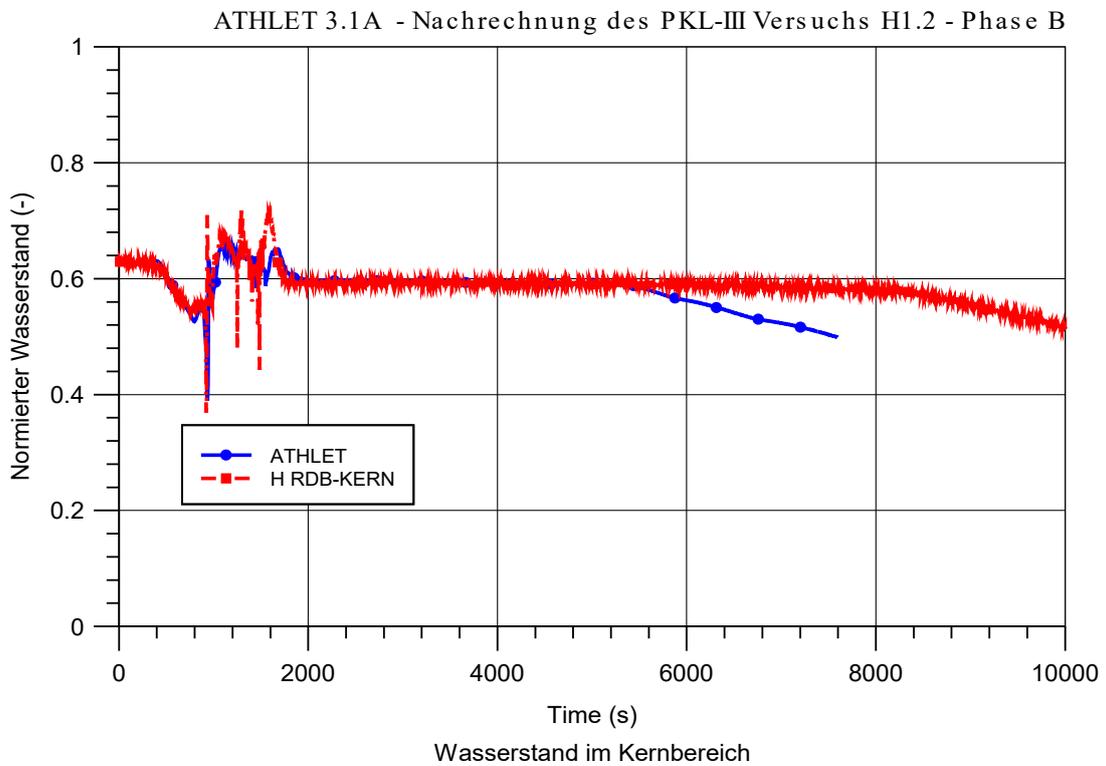
**Abb. 4.13** Test H1.2A: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 10



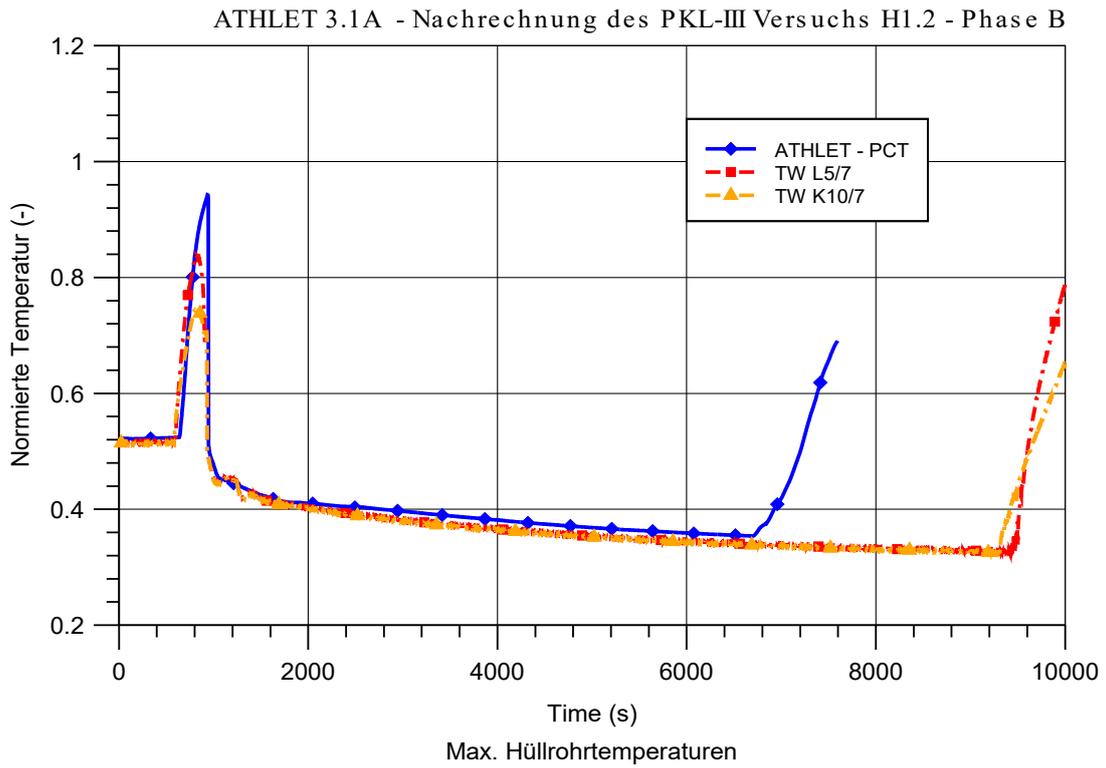
**Abb. 4.14** Test H1.2B: Druck auf der Primärseite



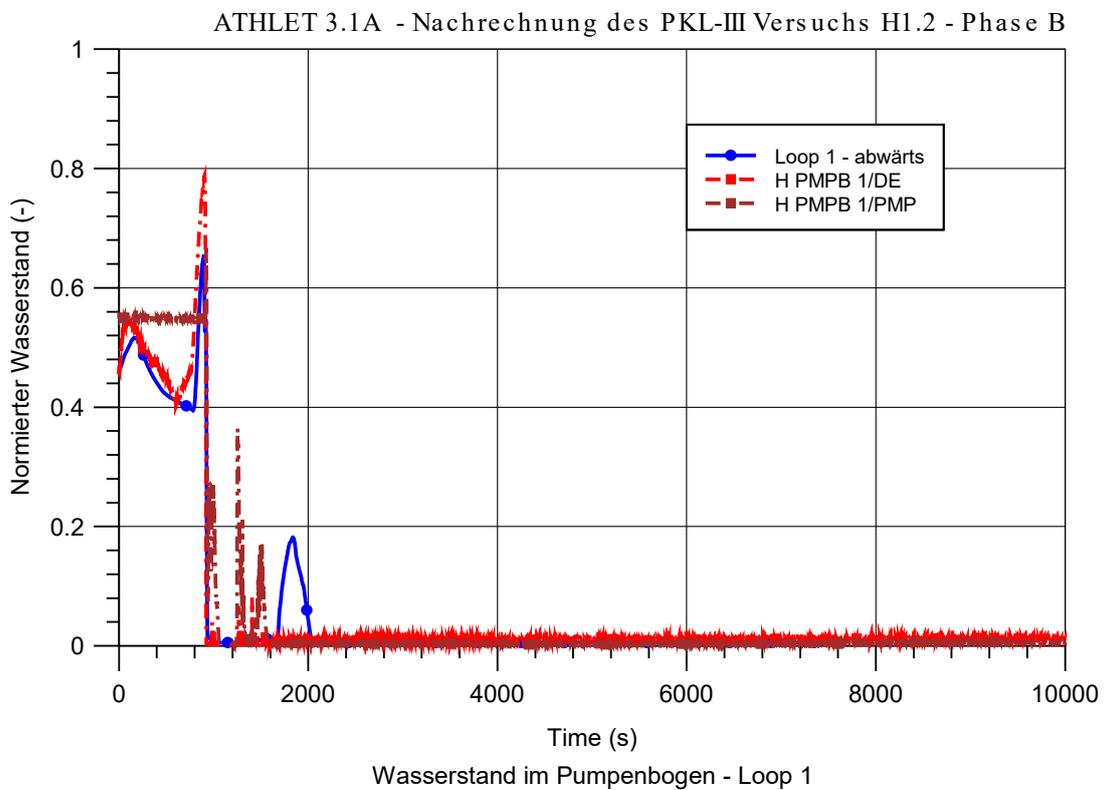
**Abb. 4.15** Test H1.2B: Druck auf der Sekundärseite



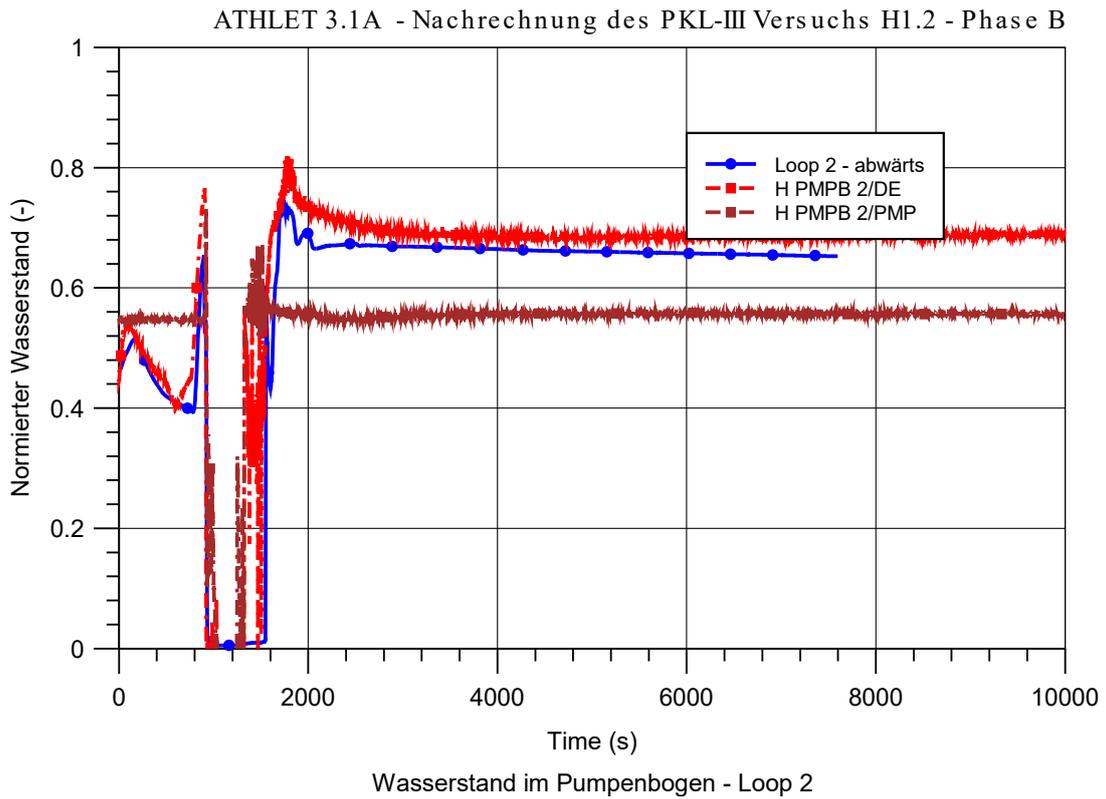
**Abb. 4.16** Test H1.2B: Wasserstand im Kernbereich



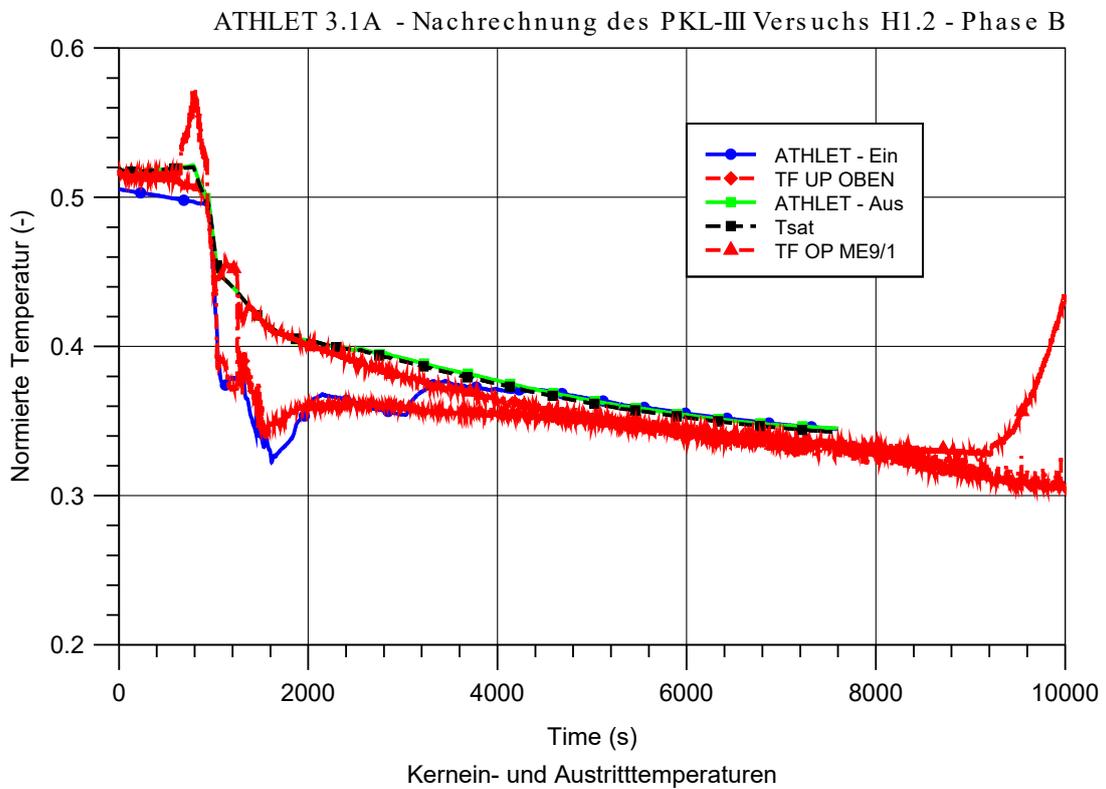
**Abb. 4.17** Test H1.2B: Max. Hüllrohrtemperaturen



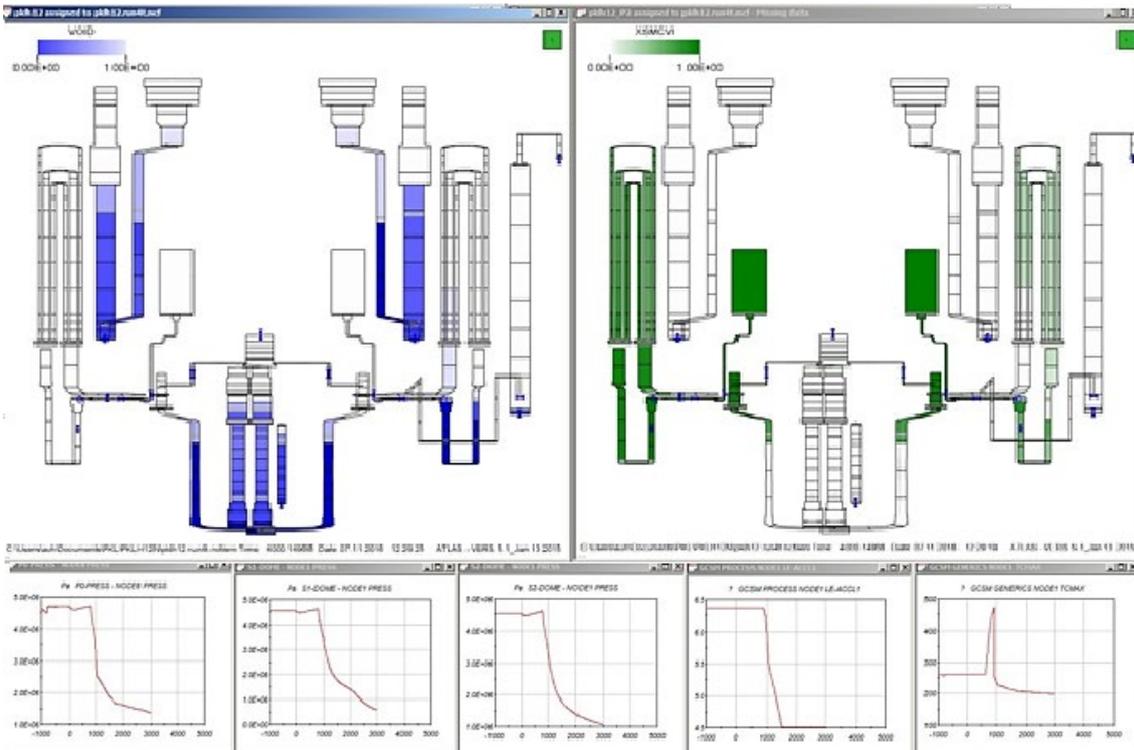
**Abb. 4.18** Test H1.2B: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 1



**Abb. 4.19** Test H2.1: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 20



**Abb. 4.20** Test H1.2B: Kernein- und Austrittstemperaturen



**Abb. 4.21** Test H1.2B: Zustand des Primärkreises nach 3.000 s

#### 4.1.5 Nachrechnung des Naturumlaufversuchs zur Versuchsreihe PKL III

Zu Beginn des neuen Versuchsprogramms PKL III wurde der ATHLET-Basisdatensatz für die PKL-Anlage mit der Modellierung der neuen Bypass-Leitungen zwischen Ringraum und den vier heißen Strängen erweitert und anhand Ergebnisse eines Konditionierungsversuchs überprüft. Dieser Konditionierungsversuch, ähnlich dem Versuch PKL F4.1 Run 1, der im Rahmen des Vorhabens RS1173 mit ATHLET simuliert wurde /AUS 10a/, bestand aus einer Reihe von quasi-stationären Bedingungen mit unterschiedlichen Inventaren im Primärkreis bei konstantem Druck und konstanter Bündelleistung.

Zum Beginn des Versuchs war die Versuchsanlage vollständig mit Wasser gefüllt. Auf der Primärseite bestand unterkühlter, symmetrischer Naturumlauf in den Kühlmittelschleifen. Zur schrittweisen Reduktion des Primärkreisinventars wurde Kühlmittel aus dem unteren Plenum entnommen. Um die geplante Inventarreduzierung ohne Einbruch des Primärdrucks durchführen zu können, wurde der Frischdampfdruck in allen Dampferzeugern vorübergehend erhöht und so geregelt, dass die Sekundärtemperatur und damit auch die Primärtemperatur anstiegen. Die Temperatur am Kernaustritt erreichte

Sättigung und es kam zur Bildung einer Deckelblase im RDB. Zu diesem Zeitpunkt wurde der Druckhalter durch Schließen des Absperrventils vom Primärkreis isoliert.

Für die Nachrechnung wurde der im Experiment geregelte Sekundärdruck als Randbedingung verwendet. Damit konnte der berechnete Primärdruck den gemessenen Druck zufriedenstellend wiedergeben.

Der Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Massenströmen in den Kühlmittelschleifen 20 und 40 zeigt, dass die Übereinstimmung Rechnung - Experiment ähnlich gut ist wie bei der Nachrechnung des Versuchs F4.1 Run 1 /AUS 17c/. ATHLET kann sowohl die Unterbrechung des Naturumlaufs als auch den Übergang zum Reflux-Condenser-Betrieb in Abhängigkeit vom Kühlmittelinventar realitätsnah wiedergeben.

Der zweiphasige Naturumlauf wird jedoch vom Rechenprogramm leicht überschätzt. Grund dafür ist die grobe Aufteilung der 28 DE-U-Rohre in drei Gruppen unterschiedlicher Höhen. Dies reicht nicht aus, um die im Versuch beobachtete Strömungsumkehr in einzelnen U-Rohren während dieser Phase zu simulieren. Ähnlich wie beim Versuch F4.1 Run 1 erreicht der zweiphasige Massenstrom seinen Maximalwert bei einem Kühlmittelinventar von etwa 80 % des Anfangswerts (ohne Druckhalter).

#### **4.1.6 Nachrechnung des Versuchs PKL III i2.1**

Der erste Versuch des aktuellen Versuchsprogramms OECD/NEA PKL-4, Test i2.1, wurde im März 2017 durchgeführt. Zielsetzung des Versuchs war die Untersuchung der Auswirkungen von Stickstoff auf den Wärmetransport in den Dampferzeugern bei kleinem Leck /SCH 18/. Der Versuch i2.1 bestand aus zwei Versuchsläufen:

##### **Run 1**

Dieser Versuchslauf war im Prinzip eine Wiederholung des Tests H1.2 Phase B (1 %-Leck im heißen Strang mit Ausfall der Hochdruckeinspeisung und eine sekundärseitige Druckentlastung als Notfallschutzmaßnahme) als Counterpart-Test zum Versuch ROSA/LSTF SB-HL-12. Hintergrund war die Klärung einiger Skalierungsfragen, insbesondere die Tatsache, dass sich beim LSTF-Versuch nach dem Entleeren der Druckspeicher der eingespeiste Stickstoff etwa gleichmäßig in den U-Rohren beider Dampferzeuger angesammelt hat und dadurch der Primärdruck nicht unter den Sollwert der Niederdruckeinspeisung gefallen ist, während sich im PKL Versuch H1.2 der Stickstoff

hauptsächlich im Dampferzeuger im Loop 10 (mit dem Leck) angesammelt hat und die Wärmeabfuhr über die übrigen drei Dampferzeuger erfolgte.

## **Run 2**

Der Versuchslauf, Parameterstudie über den Einfluss von Stickstoff auf den Wärmetransport in den Dampferzeugern unter Reflux-Condenser-Bedingungen, bestand aus einer Reihe von quasi-stationären Zuständen mit schrittweiser Einspeisung von Stickstoff in den Primärkreis bei konstanter Bündelleistung und konstantem Sekundärdruck.

Für die Simulation beider Versuchsläufe wurde der Datensatz, der für die Nachrechnung des Tests H1.2 Phase B verwendet wurde, um die Modellierung der neuen Bypass-Leitungen zwischen Ringraum und den vier heißen Strängen erweitert. Die Nachrechnungen wurden mit der ATHLET-Version 3.1A Patch 3 durchgeführt /AUS 17c/.

### **4.1.6.1 Wesentliche Ergebnisse aus dem Test i2.1 Run 1**

Die Anfangsbedingungen für den Test i2.1 Run 1 entsprechen denen des Versuchs H1.2 Phase B. Zur Einstellung der Anfangsbedingungen für die ATHLET-Simulation wurde eine Konditionierungsrechnung durchgeführt. Nach dem Erreichen eines stabilen Zustands wurde die eigentliche Simulation des Tests gestartet. Zu diesem Zeitpunkt befand sich die Anlage unter Reflux-Condenser-Bedingungen, mit dem Gemischspiegel in der Höhe der heißen Stränge.

Das Leckventil am heißen Strang im Loop 10 wurde 600 s nach Versuchsbeginn geöffnet. Der Primärdruck folgte in etwa dem Sekundärdruck. Bei  $t = 1.100$  s wurde die Druckhalterheizung ausgeschaltet, anschließend wurden die Sekundärseiten der Dampferzeuger vom Dampfsammler getrennt.

Bei  $t = 1.810$  s begann die Bündelaufheizung, in guter Übereinstimmung mit dem im Experiment ermittelten Zeitpunkt. Kurz danach wurde der Temperatur-Sollwert zur Einleitung der sekundärseitigen Druckentlastung (SDE) erreicht. Der Primärdruck folgte dann dem rasch sinkenden Sekundärdruck bis zum Beginn der DSP-Einspeisung.

Die Notkühlein speisung führte kurzzeitig zu einer Verschiebung des Kühlmittels aus dem RDB und aus den Pumpenbögen in Richtung der Einspeisestellen in den kalten Strängen. Das Freibleasen der Pumpenbögen, ähnlich wie im Versuch H1.2, trug dazu bei, den Bündelbereich wieder aufzufüllen und die Brennstäbe rasch abzukühlen.

Im weiteren Verlauf sank der Primärdruck unter dem Druck der DE-Sekundärseiten, die dann als zusätzliche Wärmequellen für den Primärkreis wirkten. Der im Versuch beobachtete, deutliche Anstieg des Primärdrucks wurde vom Rechenprogramm nicht erfasst. Die daraus resultierende Unterbrechung der Notkühlein speisung zwischen 2.205 s und 2.325 s betrug in der Rechnung lediglich 10 s. Trotzdem zeigte die Rechnung eine Reduktion der Einspeiseraten, so dass der berechnete Zeitpunkt zur Entleerung der Druckspeicher und zum Beginn der Stickstoffeinspeisung gut mit dem Experiment übereinstimmt.

Während der Notkühlein speisung wurden sowohl im Versuch als auch in der Simulation alle vier Pumpenbögen wieder aufgefüllt. Anders als im Test H1.2, bei dem sich der eingespeiste Stickstoff hauptsächlich in den U-Rohren des DE im freigeblasenen Loop 1 gesammelt hat, floss der Stickstoff im Test i2.1 von den kalten Strängen bzw. Downcomer über die neu eingebauten Bypass-Leitungen zu den heißen Strängen und zu den U-Rohren der Dampferzeuger. In der Simulation hat sich das Gas etwa gleichmäßig in den vier Dampferzeugern angesammelt, während der im heißen Strang des Loop 10 einströmende Stickstoff im Experiment zum Teil durch das Leck austrat.

Dies lässt sich aus dem Verlauf der Sekundärdrücke bestätigen. Da sich weniger Stickstoff in den U-Rohren des DE im Loop 10 ansammelt, ist die Wärmeabfuhr aus der Primärseite dieses DE im Vergleich zu den anderen DE größer und damit die Druckabsenkungsrate auf der Sekundärseite langsamer. Dieses Phänomen wurde vom Rechenprogramm nicht wiedergegeben.

Insgesamt aber verschlechterte sich die Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis, so dass im weiteren Verlauf des Versuchs der Primärdruck, ähnlich wie beim Counterpart-Test LSTF SB-HL-12, über dem Sollwert der Niederdruckeinspeisung blieb. Auch in dieser Phase ist die Übereinstimmung zwischen Experiment und Rechnung in Bezug auf den Druckverlauf zufriedenstellend /AUS 17c/.

#### **4.1.6.2 Wesentliche Ergebnisse aus dem Test i2.1 Run 2**

Der zweite Versuchslauf im Test i2.1 bestand aus einer Reihe von quasi-stationären Zuständen im Primärkreis unter Reflux-Condenser-Bedingungen und konstanter Bündelleistung. Bei Testbeginn stand der Primärdruck unterhalb des betrieblichen Sollwertes zum Start der Niederdruckeinspeisung. Danach wurde sechsmal in Folge eine konstante Menge Stickstoff eingespeist. Nach jeder Einspeisung hat sich der Stickstoff in den U-Rohren der Dampferzeuger gesammelt, was zu einer Verschlechterung der Wärmeübertragung und damit zum Anstieg des Primärdrucks geführt hat.

Die sehr gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment hat gezeigt /AUS 17c/, dass ATHLET den Einfluss von Stickstoff auf den Wärmetransport in den Dampferzeuger unter Reflux-Condenser-Bedingungen realitätsnah beschreiben kann. Andererseits ist die 1D-Modellierung in ATHLET nicht in der Lage, die im Versuch beobachtete, Stratifizierung der Gasmischung Dampf-N<sub>2</sub> in den kalten Strängen korrekt wiederzugeben.

#### **4.1.7 Teilnahme an der PKL-4-Benchmark-Rechnung**

Zielsetzung des Versuchs PKL III i2.2 war eine Parameterstudie zur Thematik „Mittlere Lecks“ auf der Basis von Versuchen, die in der japanischen Versuchsanlage LSTF durchgeführt wurden. In diesen Versuchen mit kaltseitigen Leckgrößen 13 % bzw. 17 % (ROSA/LSTF IB-CL-05 bzw. IB-CL-03) wurden im ersten Fall nur eine geringe Kernaufheizung und im zweiten Fall eine deutliche Kernaufheizung beobachtet, die nur durch die automatische Leistungsbegrenzung der Versuchsanlage unterbrochen werden konnte. Beide LSTF-Versuche wurden bereits im Rahmen der ATHLET-Validierung simuliert /AUS 13/.

Der Versuch PKL III i2.2 bestand aus drei Versuchsläufen (Run 1: 13 %-Leck, Run 2 und 3: 17 %-Leck) mit gemeinsamen Randbedingungen /SCH 19/:

- aufwärtsgerichtetes Leck im kalten Strang – Loop 10
- Annahme eines Notstromfalls gleichzeitig mit der Reaktorschnellabschaltung
- Notkühleinspeisung (Hoch-, Nieder- und Druckspeichereinspeisung) kaltseitig in zwei von vier Loops (Loops 20 und 30); Für den Versuchslauf Run 3 wurden die Hoch- und Niederdruckeinspeisungen halbiert (nur Loop 30)

- kein Abfahren der Sekundärseite der Dampferzeuger
- keine Absperrung der Druckspeicher nach Entleerung

Der Versuchslauf Run 3 diente auch als Basis für ein Benchmark-Problem im Rahmen des OECD PKL-4-Projekts. Daran nahmen 16 Organisationen aus 10 Ländern mit 9 verschiedenen Rechenprogrammen teil /FRE 18/.

Zur Vorbereitung auf das Benchmark-Problem wurden Nachrechnungen der Versuchsläufe 1 (13 %-Leck) und 2 (17 %-Leck) mit ATHLET 3.1A Patch 4 durchgeführt. Der ATHLET-Datensatz basiert weitestgehend auf dem detaillierten 4-Loop-Datensatz, der zur Nachrechnung des Versuchs i2.1 verwendet wurde und im Kap. 4.1.2 beschrieben ist, einschließlich der Aufteilung des Bündelbereiches in drei Parallelkanäle. Für beide Nachrechnungen wurden identische Nodalierungs- und Modelloptionen verwendet. Die einzigen Unterschiede beziehen sich auf die Anfangsbedingungen und die Leckgröße.

Nach den erfolgreichen Nachrechnungen beider Versuchsläufe wurde dann die „halbblinde“ Simulation des Versuchslaufes 3 lediglich mit der zusätzlichen Eingabe der geänderten Randbedingungen durchgeführt.

Insgesamt wurden 13 Phänomene, als bedeutsam für Störfälle mit mittleren Lecks von den Benchmark-Organisatoren, zur Bewertung der Vorausrechnungen ausgewählt, u. A. die Leckausströmung, das Freiblasen der Pumpenbögen, die Wirksamkeit der Druckspeichereinspeisung und die Gegenstrombegrenzung am Kernaustritt und am Eintrittsplenum der Dampferzeuger. Zwei davon konnten wegen fehlender Daten nicht ausgewertet werden. Von den übrigen 11 Phänomenen wurden acht adäquat und zwei teilweise von ATHLET wiedergegeben /FRE 18/.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die Teilnahme an der Benchmark-Rechnung im Rahmen des OECD/NEA-Projekts PKL-4 und insbesondere die guten Ergebnisse der halb-blinden Vorausrechnung des Versuchs die Vorhersagefähigkeit des Rechenprogramms sowie die Eignung des verwendeten Datensatzes zur Beschreibung der PKL-Anlage belegen.

Nach der Freigabe der Versuchsergebnisse wurde die Nachrechnung des Versuchslaufes Run 3 mit der aktuellen Version ATHLET 3.2 durchgeführt und die wesentlichen Ergebnisse beim analytischen Workshop vorgestellt /OEC 18a/. Aufgrund der zufriedenstellenden Ergebnisse bei der Versuchsvorausrechnung wurde der ATHLET-Eingabedatensatz nur geringfügig für die Nachrechnung geändert bzw. ergänzt.

#### **4.1.8 Zusammenfassende Bewertung**

Vier Experimente mit insgesamt acht Versuchsläufen aus den Versuchsprogrammen PKL III H und PKL III i wurden zur ATHLET-Validierung im Rahmen des Vorhabens RS1548 herangezogen: H1.1, H1.2 (Phasen A und B), i2.1 (Run 1 und 2) und i2.2 (Run 1, 2 und 3). Sämtliche Versuche wurden als Counterpart-Tests zu früheren Experimenten in der japanischen LSTF-Anlage spezifiziert.

Bei diesen Versuchen wurden im Wesentlichen die folgenden Vorgänge untersucht:

- Verhalten der Anlagen während eines postulierten Kühlmittelstörfall mit kleinem Leck und eine sekundärseitige Druckentlastung als vorgesehene Maßnahme zur internen Notfallschutz, insbesondere:
  - Primärseitige Druckabsenkung in Folge der sekundärseitigen Druckentlastung
  - Kondensation-induziertes Freiblasen der Pumpenbögen
  - Begrenzung der Kernaufheizung durch Notfallschutzmaßnahmen
- Verhalten der Anlagen während eines postulierten Kühlmittelstörfalls mit mittleren Lecks und reduzierter Notkühlein speisung
- Wärmeübertragung in den Dampferzeugern unter Reflux-Condenser-Bedingungen; auch in Anwesenheit von Stickstoff.

Im Allgemeinen konnte ATHLET die wesentlichen experimentellen Phänomene gut wiedergeben. Die Nachrechnungen ergaben keine unmittelbare Notwendigkeit zu Modellverbesserungen bzw. Ergänzungen. Sie wurden jedoch, wie bei früheren PKL-Rechnungen /AUS 13/, /HOL 16/, mit einer modifizierten Berechnung der Drift-Geschwindigkeiten in Bündelgeometrien durchgeführt.

Die erzielten Ergebnisse bestätigen, dass ATHLET das thermohydraulische Verhalten im Primärkreis sowie die Wärmeübertragung in den Dampferzeugern sowohl beim Naturumlauf als auch beim Reflux-Condenser-Betrieb realitätsnah nachbilden kann. Im Allgemeinen reicht eine Aufteilung der U-Rohre der Dampferzeuger in drei Gruppen aus, um die Wärmeübertragung unter diesen Bedingungen zufriedenstellend zu beschreiben. Umlaufunterbrechungen und insbesondere Strömungsumkehr in einzelnen U-Rohren können jedoch von der eindimensionalen Modellierung in ATHLET nicht erfasst werden.

Die Modellierung der Dampfkondensation, insbesondere bei der aktiven, durch FILL-Objekte simulierten Notkühlein speisung, sowie die Modellierung der Zwischenphasen-Reibung im Bündelbereich tragen weiterhin maßgeblich zur Unsicherheit der Rechenergebnisse bei.

Das Freiblasen der Pumpenbogen nach der Druckspeichereinspeisung in den Versuchen zu kleinen Lecks, das auch in den LSTF Counterpart-Tests beobachtet wurde, wurde von ATHLET zufriedenstellend wiedergegeben. Andererseits wurden weder die intermittierende Druckspeichereinspeisung in den Versuchen mit kleinem Leck im kalten Strang noch die kurzzeitige Kernaufheizung vor dem Freiblasen der Pumpenbögen in den Versuchen zu mittleren Lecks vom Rechenprogramm erfasst.

Notwendig ist auch eine Überprüfung des Ansatzes in ATHLET zur Beschreibung der Verminderung der Pumpenförderhöhe bei zweiphasiger Strömung. Leider sind hierfür nur wenige experimentelle Daten verfügbar.

## **4.2 Analytische Begleitung der OECD/NEA-Projekte ATLAS und ATLAS-2**

### **4.2.1 Einführung**

Zielsetzung des von der OECD/NEA geförderten „Advanced Thermal-hydraulic Test Loop for Accident Simulation“ (ATLAS) Projekts ist es, experimentelle Daten zur Untersuchung von sicherheitsrelevanten thermohydraulischen Phänomenen zur Verfügung zu stellen, insbesondere in Bezug auf mehrfache, mit hohem Risiko behaftete Versagen von Sicherheitssystemen, wie es beim Störfall in Fukushima-Daiichi der Fall war /NEA 22/. Das erste ATLAS-Projekt hatte eine Laufzeit von 3 Jahren (April 2014 bis März 2017) und bestand aus acht Experimenten, die sich im Wesentlichen in fünf Gruppen einteilen lassen:

- A1: Totaler Ausfall der Stromversorgung – Station Blackout (2 Versuche);
- A2: Kleines Leck während eines Station Blackouts (2 Versuche);
- A3: Totaler Ausfall der Dampferzeugereinspeisungen (1 Versuch)
- A4: Mittleres Leck (1 Versuch)
- A5: Counterpart-Tests zur Untersuchung von Skalierungseffekten (2 Versuche)

Nachrechnungen von Versuchen zum Themengebiet „Station Blackout“ wurden bereits im Rahmen des Vorhabens RS1519 mit ATHLET durchgeführt. Für das jetzige Vorhaben liegt der Schwerpunkt auf der Thematik „Mittleres Leck“. Diese Bruchgrößen sollen nach einem Vorschlag zur Änderung des Regelwerks in den USA die Grenze zwischen Auslegungsstörfällen und auslegungsüberschreitenden Störfällen bilden. Bis zu dieser Bruchgröße sind in Genehmigungsverfahren die Annahmen eines Auslegungsstörfalls anzusetzen, wie z. B. Einzelfehler und Notstromfall. Von Interesse ist auch die Frage, ob die thermohydraulischen Rechenprogramme den Ablauf, während eines solchen Bruchereignisses, berechnen können oder ob zusätzliche Entwicklungsarbeiten dafür notwendig sind.

Aus dem ATLAS-Projekt wurden die folgenden Versuche zur ATHLET-Validierung herangezogen /AUS 17c/: Test A4.1 (17 %-Leck im kalten Strang, Counterpart-Test zu ROSA/LSTF Test IB-CL-03) und Test 5.2 (13 %-Leck im kalten Stang, Counterpart-Test zu ROSA/LSTF Test IB-CL-05).

Das nachfolgende Projekt, ATLAS-2 /NEA 22/, hat auch eine Laufzeit von 3 Jahren (Oktober 2017 bis September 2020) und besteht aus acht Versuchen mit den folgenden Themengebieten:

- B1: Langfristige Kernkühlung mit Kernblockaden
- B2: Passive Notkühlung
- B3: Mittleres Leck
- B4: Auslegungsüberschreitende Störfälle
- B5: Skalierungsfragen bzw. Counterpart-Tests

Vor Beginn des Vorhabens wurde die Versuchsanlage erheblich umgebaut. Wesentliche Änderungen waren der Einbau eines beweglichen Siebs im unteren Plenum, das die Simulation von Strömungsblockaden am Kerneintritt ermöglichen soll, sowie die Installation eines neuen Brennstabbüdels. Außerdem wurden die ursprünglichen Druckspeicher (SITs) durch vier sog. hybride Druckspeicher ersetzt, welche durch eine absperrbare Druckleitung (PBL) mit dem Druckhalter verbunden sind und so eine passive Notkühleinspeisung nachbilden können.

Aus dem neuen Versuchsprogramm wurden bis jetzt die folgenden Versuche zur ATHLET-Validierung ausgewählt:

- Test B2.1: Station Blackout mit Notkühlung durch die hybriden Druckspeicher
- Test B3.1: Bruch der Volumenausgleichleitung
- Test B3.2: Bruch einer Notkühleinspeiseleitung
- Test B5.1: 1 %-Leck am RDB-Deckelraum, Counterpart-Test zu ROSA/LSTF-Test SB-PV-07

Der letzte Versuch dient auch als Basis für ein internationales Benchmark-Problem im Rahmen des OECD/NEA ATLAS-2-Projekts, das zurzeit durchgeführt wird. Gegenstand des Benchmark-Problems ist eine „blinde“ Simulation des Versuchs B5.1, wobei nur die Anfangs- und Randbedingungen bekannt sind. Die GRS nimmt am Benchmark mit ATHLET teil. Abgabetermin für die Ergebnisse der Referenzrechnung (ohne mögliche Sensitivitätsanalysen) war Mitte Juli 2019.

#### 4.2.2 ATHLET-Datensatz für die ATLAS-Anlage

Der ATHLET-Datensatz, der für die Nachrechnungen der ATLAS-Versuche verwendet wurde, basiert hauptsächlich auf den Datensatz, der im Rahmen des Vorhabens RS1519 /HOL 16/ entwickelt wurde, einschließlich der Modellierung des Sekundärkreises, mit der Beschreibung der Dampf- und Speisewasserleitungen und des passiven Hilfsspeisewassersystems (PAFS) sowie mit der Anwendung des neuen 2D/3D-Objekts in ATHLET zur Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge im Ringraum des Reaktordruckbehälters.

Für das neue Versuchsprogramm ATLAS-2 wurde der Datensatz deutlich erweitert. Wesentliche Änderungen betreffen die Modellierung des neuen Reaktordruckbehälters und die Simulation der hybriden Druckspeicher, die versuchsabhängig sowohl an die kalten Stränge als auch direkt am RDB angeschlossen werden können.

Abb. 4.22 zeigt die Nodalisierung des Primärkreises mit dem Reaktordruckbehälter, dem Druckhalter und den Kühlmittel-Kreisläufen, wie sie für die Nachrechnung des Versuchs B2.1 verwendet wurde. Die kalten Stränge, vom Austrittsplenum des Dampferzeugers bis zum Reaktordruckbehälter, wurden wie in der Anlage in zwei parallele Leitungen aufgeteilt. Der Reaktordruckbehälter ist in Abb. 4.23 detaillierter dargestellt. Der Ringraum wurde in sechs parallele, mit Querverbindungsleitungen verbundene Kanäle in azimuthaler Richtung aufgeteilt. Wahlweise wird das 3D-Komponentenmodell für das gesamte Rechengebiet angesprochen.

Im Abb. 4.22 werden nur zwei der vier Druckspeicher (SIT) dargestellt. Für den Versuch B2.1 sind sie durch eine absperrbare Druckleitung (PBL) mit dem Druckhalter verbunden und an den Ringraum des Reaktordruckbehälters (DVI) angeschlossen. Die U-Rohre der Dampferzeuger werden nun in drei, statt zwei Gruppen mit unterschiedlichen Längen aufgeteilt.

Der Kernbereich wird im Allgemeinen mit zwei parallelen, ringförmigen Kanälen simuliert. Der innere Kernring (PV-CORE1) enthält 174 beheizte und 2 unbeheizte Stäbe; der Außenring PV-CORE2 umfasst 216 beheizte und 4 unbeheizte Stäbe. Beide Ringe sind mit dem Querverbindungsobjekt PV-CORE-CC verbunden. Der aktive Kernbereich wird in 11 axiale Nodes aufgeteilt. Die fünf Steuerstabführungsrohre im Kernbereich sowie die 4 im oberen Plenum werden durch die Objekte PV-GUIDE bzw. PV-UP-GT dargestellt (Abb. 4.23).

Schließlich zeigt Abb. 4.24 die Modellierung der Sekundärseite des Dampferzeugers im Loop 2, der mit dem passiven System PAFS verbunden ist. Entsprechend dem Aufbau eines Dampferzeugers mit Vorwärmer („economizer“) ist das Fallrohr S2-DC-B1 mit dem unteren Plenum S2-LP verbunden, während das Fallrohr S2-DC-B2 direkt an den unteren Teil des Steigraums S2-RISIN anschließt. Das Vorwärmer-Speisewasser wird in das Objekt S2-ECO eingespeist, während der restliche Anteil (Fallrohr-Speisewasser) mit Hilfe eines Fill-Objekts in das Objekt S2-DC-M1 eingespeist wird.

Die Primärseite des passiven Speisewassersystems PAFS besteht aus einer Dampfentnahmeleitung (S2-SSL), einer Wasserzufuhrleitung (S2-RWL) sowie einem Wärmetaucher mit Eintritts- und Austrittskammer (S2-HIN bzw. S2-HOUT) und einem repräsentativen Wärmeaustauschrohr (S2-HEX), das die 3 Rohre der Anlage darstellt.

Die Sekundärseite des PAFS besteht aus dem Kondensationstank (PCCT: Passive Condenser Cooling Tank) und der Dampfausströmleitung (S2-SDO). Der Kondensationstank (S2-PCCT) wird wahlweise mit folgenden Optionen modelliert:

- 8 Pipe-Objekte mit je 14 axialen Kontrollvolumina (S2-PCCT<sub>i</sub>,  $i = 1$  bis 8 in Abb. 4.24) und Wasserspiegelverfolgung, verbunden durch Cross-Connection-Objekte (Pseudo-2D-Darstellung)
- Anwendung der neuen 3D-Komponente in kartesischen Koordinaten (8 x 14 x 1 Zonen), mit dem 6-Gleichungsmodell und Wasserspiegelverfolgung. Diese Option ist erst ab der Codeversion 3.1A verfügbar

Zur Simulation der Vorgänge im Primärkreislauf wird im Allgemeinen das 6-Gleichungsmodell angesprochen. Ausnahmen bilden der Druckhalter mit der Volumenausgleichsleitung, die Bruchleitung, die Druckspeicher mit den entsprechenden Einspeiseleitungen und der gesamte Sekundärkreis, für die das 5-Gleichungsmodell verwendet wird.

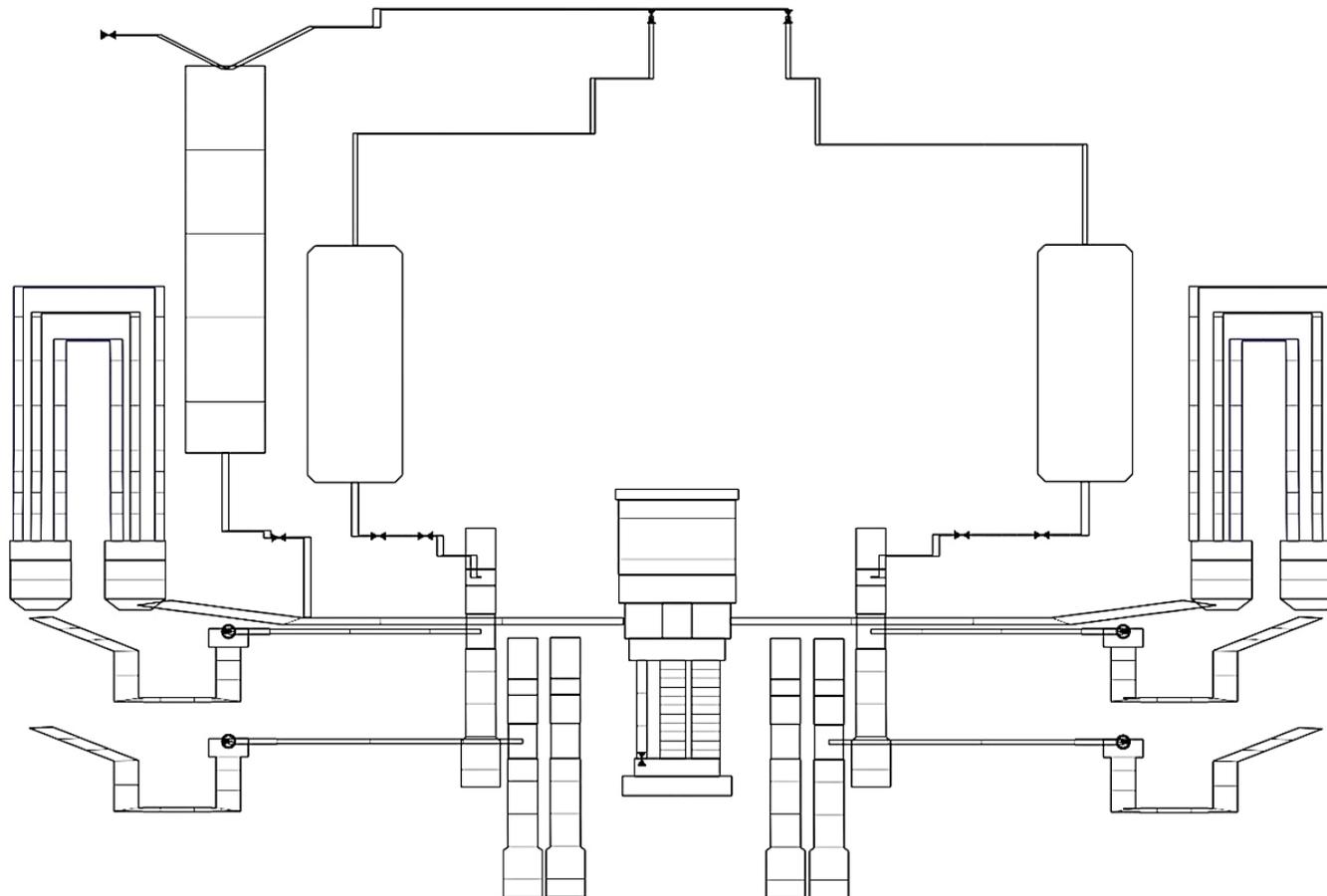
In den Branch-Objekten mit Anbindung an mehrere Pipe-Objekte, z. B. im Deckelraum, werden das BRANCHING- und das BRANCH2M-Modell zur genaueren Bestimmung des Impulseintrags verwendet. Für den Queraustausch zwischen den parallelen Kanälen im Kernbereich und im Ringraum wird die Option für Querströmung im Bündel (Eingabe JDRIFT = 5) verwendet. Zur Ermittlung des Wassermittresses am Eintritt und am Austritt der Volumenausgleichsleitung wird das T-Modell eingesetzt.

Zur Berechnung der Reibungsdruckverluste im Primär- und im Sekundärkreis wird die Option ITPMO = 2 mit Bestimmung der Rohrreibungszahlen als Funktion der Reynoldszahlen nach Colebrook eingesetzt. Im Zweiphasenbereich wird der Martinelli-Nelson-Multiplikator verwendet. Die Simulation der Druckverluste im Primärkreis wurde anhand von Messungen aus einem stationären Vorversuch in der ATLAS-Anlage bei voller Pumpenleistung aber im kalten Zustand überprüft.

Die Druckspeicher werden im Allgemeinen als Komponenten „Accumulator“ (ICMPO = 1) modelliert. Zur Simulation der hybriden SITs im Versuch B2.1 werden die Druckspeicher als PIPE-Objekte mit variabler Anzahl von Kontrollvolumina dargestellt.

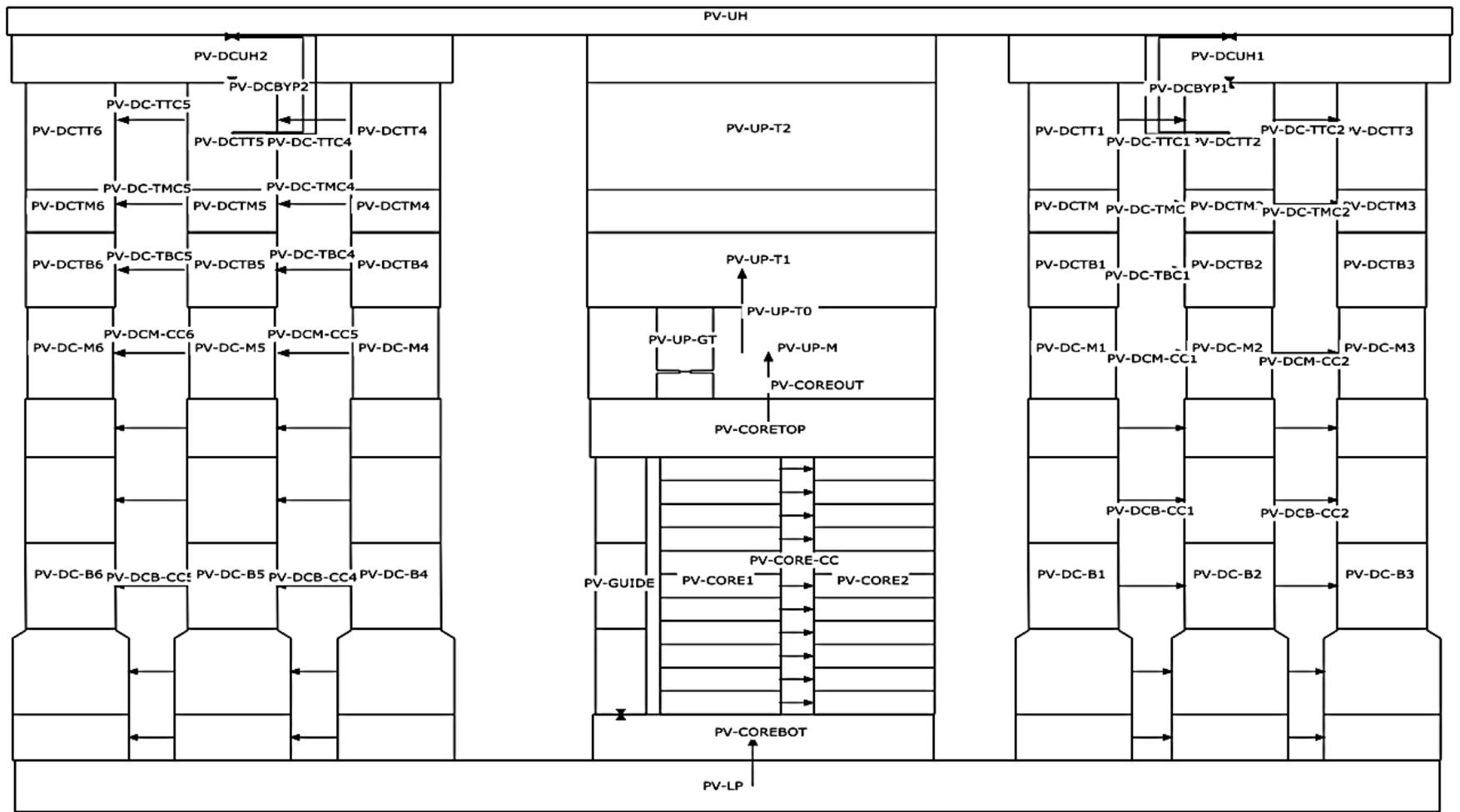
Der erweiterte Datensatz für die Versuchsanlage im Rahmen des Versuchsprogramms ATLAS-2 wurde mit der Nachrechnung von zwei Naturumlauftests überprüft /OEC 18b/. Diese Konditionierungstests NC-03R und NC-04R wurden vor dem Start des Versuchsprogramms durchgeführt, mit dem Ziel, die Auswirkungen des Blockaden-Simulators („flow skirt“) im unteren Plenum auf das Naturumlauf-Verhalten der Anlage zu untersuchen /KIM 17/. Die Versuche bestanden aus einer schrittweisen Reduzierung des Primärkreisinventars bei konstanter Bündelleistung (5,4 % im Test NC-03R bzw. 2,3 % im Test NC-04R). Der Druckhalter wurde vom Primärkreis getrennt, während der Sekundärkreis unter Nennbedingungen betrieben wurde.

Im Allgemeinen stimmen die berechneten Naturumlauf-Kennfelder gut mit den gemessenen überein. Beim Versuch mit höherer Bündelleistung wird der zweiphasigen Naturumlauf etwas überschätzt. Für beide Versuche werden sowohl der Abbruch des Naturumlaufs als auch der Übergang zum Reflux-Condenser-Betrieb zufriedenstellend nachgebildet.



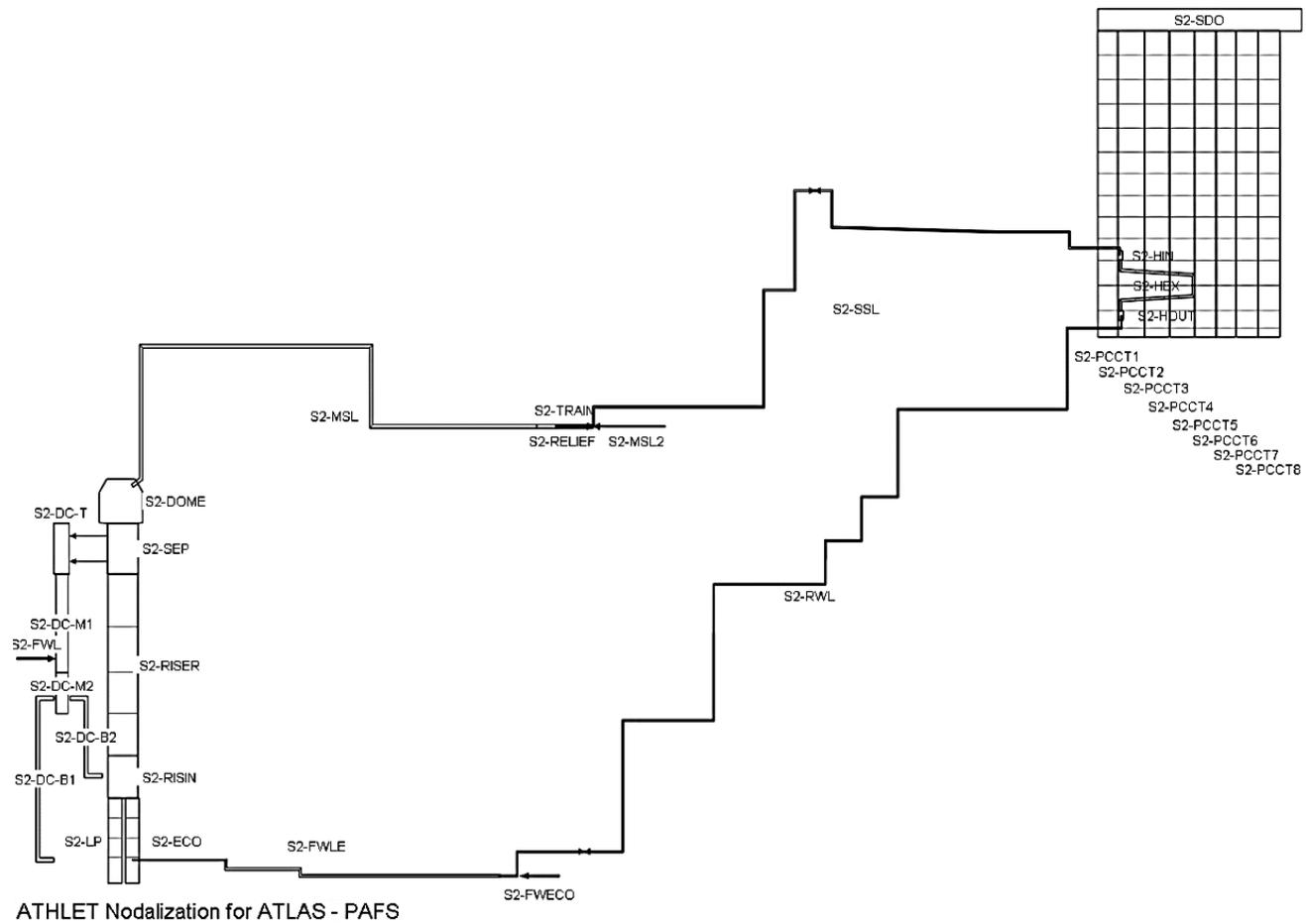
ATHLET Nodalization for the ATLAS Facility (primary circuit)

**Abb. 4.22** ATHLET-Nodalisierung des Primärkreislaufs der ATLAS-Anlage



ATHLET Nodalization for the ATLAS Test Facility (Reactor Vessel)

Abb. 4.23 ATHLET-Nodalisierung des Reaktordruckbehälters



**Abb. 4.24** ATHLET Nodalisierung der Sekundärseite mit PAFS-Kreislauf

### **4.2.3 Nachrechnungen von ATLAS-Versuchen zu mittleren Lecks**

#### **4.2.3.1 Kurze Versuchsbeschreibungen**

Einen Schwerpunkt des abgeschlossenen OECD/NEA-ATLAS-Projekts bildeten die Experimente zu mittleren Lecks. Zwei Versuche wurden als Counterpart-Tests zu Versuchen aus dem OECD-ROSA-2-Projekt spezifiziert /OEC 16a/: Versuch 4.1 als Counterpart-Test zum ROSA/LSTF-Test IB-CL-03 (Test 2 im OECD-ROSA-2-Projekt) und Versuch 5.2 als Counterpart-Test zum ROSA/LSTF-Test IB-CL-05 (Test 7 im OECD-ROSA-2-Projekt).

Wesentliche Annahmen und Randbedingungen für den Versuch 4.1 waren /OEC 16b/:

- 17%iges, nach oben gerichtetes Leck im kalten Strang der Kühlmittelschleife ohne Druckhalter (Loop 1); damit sollte ein Doppelendbruch einer Notkühlein- speiseleitung simuliert werden
- Notstromfall gleichzeitig mit der Reaktorschnellabschaltung
- Ausfall des Notspeisewassersystems
- Die Notkühlein- speisung erfolgt in die Kühlmittelschleife mit Druckhalter unter der Annahme eines Einzelfehlers in den pumpenbetriebenen Systemen
- Die Druckspeicher (SIT) werden nicht abgesperrt, so dass Stickstoff in den Pri- märkreislauf eingespeist werden kann

Diese Randbedingungen wurden auf die ATLAS-Anlage mit Hilfe der in Tab. 4.1 auf- gelisteten Skalierungsfaktoren übertragen. Die Anordnung der Notkühlein- speisung und die Bruchlage sind in Abb. 4.25 schematisch dargestellt. Die Bruchleitung wurde stromab- wärts der Kühlmittelpumpe im kalten Strang 1A montiert.

Hoch- und Niederdruckeinspeisungen in die kalten Stränge 2A und 2B (Kühlmittel- schleife mit Druckhalter) wurden mit Hilfe einer einzelnen Einspeisepumpe simuliert. Der skalierte Massenstrom wurde als Funktion des Primärdruckes geregelt. Der Anfangs- wasserstand in den Druckspeichern wurde so berechnet, dass das gesamte verfügbare Notkühlwasser der skalierten Menge aus dem LSTF-Versuch entspricht.

Die Steuerung des Versuchsablaufs, einschließlich der Auslösung der wesentlichen Schutzsignale wie RESA, TUSA und Start der Notkühlein- speisung, war analog zum LSTF-Versuch, jedoch mit Berücksichtigung der Zeitskalierung (Skalierungsfaktor 0.72).

Der Versuch A4.1 wurde durch das Öffnen des Bruchventils eingeleitet. Kurz danach wurde das RESA-Signal ausgelöst. Das RESA-Signal bewirkte folgende Aktionen:

- Turbinenschnellschluss (TUSA)
- Reaktorschnellabschaltung (RESA) und Absperrung der Speisewasserleitung
- Absperrung der Frischdampfleitung

Unmittelbar danach sank der Primärdruck unter den Sollwert zur Auslösung des SI-Signals. Die Hochdruckeinspeisung startete 11,5 s nach dem SI-Signal. Im weiteren Verlauf des Versuchs sank der Druck im Ringraum des Reaktordruckbehälters unter den Sollwert zur Öffnung der Regelventile in den Einspeiseleitungen der SIT-Tanks. Schließlich wurde die Niederdruckeinspeisung bei dem vorgesehenen niedrigen Druck im Ringraum eingeleitet.

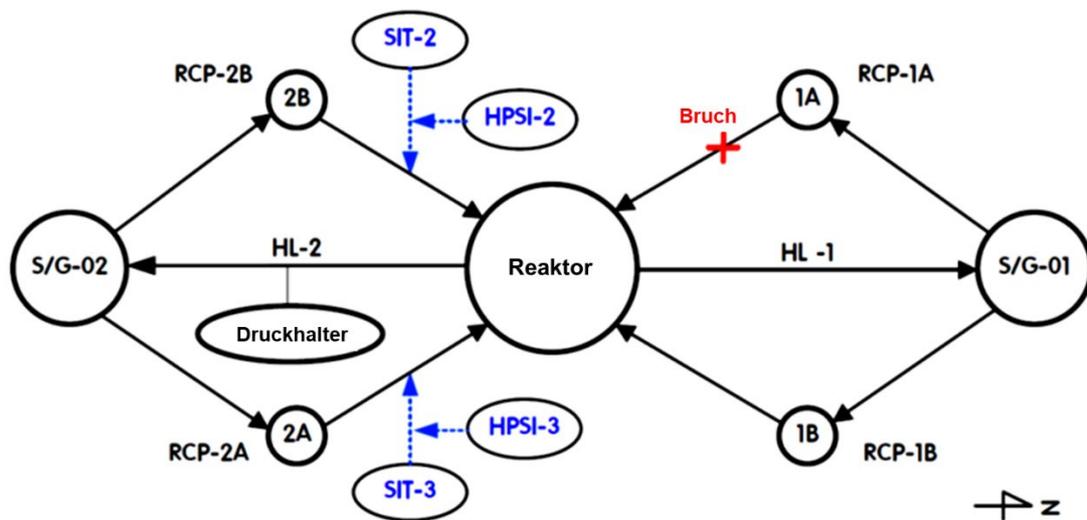
Der Versuch wurde mit der Schließung des Bruchventils bei etwa 800 s beendet.

Die Randbedingungen für den Versuch 5.2 waren weitgehend identisch mit denen von Test A4.1, ausgenommen die Leckgröße (13 %) und die volle Kapazität der Notkühlein- speisung in die Schleife 2 (d. h. keine Annahme eines Einzelfehlers in den pumpenbe- triebenen Systemen) /OEC 16c/. Der Durchmesser der Leckdüse betrug 19 mm.

Die hier beschriebenen Nachrechnungen der ATLAS-Versuche dienen einerseits der Er- weiterung des Validierungsstands von ATHLET für Störfälle mit mittleren Lecks, ande- rerseits liefern sie, zusammen mit den Erkenntnissen aus den ROSA/LSTF Versuchen, Hinweise auf die Skalierbarkeit der Rechenergebnisse und auf deren Übertragbarkeit auf kommerziellen Anlagen.

**Tab. 4.1** Skalierungsfaktoren zwischen LSTF und ATLAS /OEC 16c/

Parameter	Skalierungsfaktoren	
Länge / Höhe (m)	$l_R$	0,52
Durchmesser (m)	$d_R$	0,62
Fläche (m <sup>2</sup> )	$(d_R)^2$	0,38
Volumen (m <sup>3</sup> )	$l_R (d_R)^2$	0,20
Leistung (MW)	$(l_R)^{1/2} \cdot (d_R)^2$	0,28
Massenstrom (kg/s)	$(l_R)^{1/2} \cdot (d_R)^2$	0,28
Wärmestrom (W/m <sup>2</sup> )	$(l_R)^{-1/2}$	1,38
Geschwindigkeit (m/s)	$(l_R)^{1/2}$	0,72
Zeit (s)	$(l_R)^{1/2}$	0,72



**Abb. 4.25** Position des Lecks und der Notkühleinseisung für die ATLAS-Versuche zu mittleren Lecks /OEC 16c/

#### 4.2.3.2 Wesentliche Ergebnisse der Simulation der Versuche A4.1 und A5.2

Die Nachrechnungen zu den Versuchen A4.1 und A5.2 wurden mit der Code-Version ATHLET 3.1A Patch #02 (Bindedatum 17.11.2016) auf dem GRS-Server *manni* durchgeführt /AUS 17d/.

Der in den Experimenten gemessene Anfangszustand wurde im Verlauf einer Einschwingrechnung über 300 s eingestellt. Ein Vergleich zwischen berechneten und gemessenen Parametern im stationären Zustand unmittelbar vor der Bruchöffnung für den

Versuch A4.1 ist Tab. 4.2 zu entnehmen. Die entsprechenden Werte für den Versuch A5.2 sind sehr ähnlich.

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnungen werden in Abb. 4.26 bis Abb. 4.55 dargestellt. Die oberen Diagramme beziehen sich auf den Versuch A4.1, die unteren auf den Test A5.2. In diesen Diagrammen sind die Ergebnisse der Nachrechnungen in **Blau** bzw. **Grün** und die experimentellen Daten in **Rot** eingezeichnet. Aufgrund der Vertraulichkeit der experimentellen Daten werden sämtliche Ergebnisse in normierter Form präsentiert.

Die berechneten Sequenzen der wichtigen Ereignisse während der Versuche sind in Tab. 4.3 (A4.1) bzw. Tab. 4.4 (A5.2) aufgelistet.

Abb. 4.26 bis Abb. 4.29 zeigen die Drücke im Primär- bzw. im Sekundärkreislauf für beide Versuche. Bis auf eine kurze Periode zum Beginn der Versuche stimmt der berechnete Primärdruck gut bis sehr gut mit den gemessenen Werten überein. Nach der Öffnung des Bruchventils fällt der Druck rasch ab, bis zur ersten Blasenbildung im RDB-Deckelraum, was in den Rechnungen etwas früher als in den Versuchen geschieht. Die experimentellen Primärdrücke zeigen ein Plateau ab etwa 20 s, was in den Rechnungen nicht wiedergegeben wird. Nach dem Freiblasen der Pumpenbögen im Loop 1 strömt Dampf in Richtung Bruchleitung und der Primärdruck sinkt rasch wieder.

Nach Beginn der Niederdruckeinspeisung bei etwa 380 s (A4.1, etwas früher als im Versuch) bzw. 530 s (A5.2) hielt sich der Primärdruck ziemlich konstant bis zum Versuchsende.

Die ATHLET-Rechnungen verzeichnen zwei Öffnungen der sekundärseitigen Abblaseventile unmittelbar nach Versuchsbeginn statt einer, wie im Versuch, was auf eine Überschätzung der Wärmeübertragung zur DE-Sekundärseite in dieser Anfangsphase hindeutet. Danach sanken die Sekundärdrücke sowohl in den Versuchen als auch in den Rechnungen kontinuierlich, bedingt einerseits durch den Wärmeverlust über die Metallstrukturen, andererseits durch die umgekehrte Wärmeübertragung zu der Dampfphase in den entleerten U-Rohren der Dampferzeuger.

Abb. 4.30 und Abb. 4.31 zeigt den über die Zeit integrierten Bruchmassenstrom. Für den Versuch A5.2 ist die Übereinstimmung Rechnung-Experiment sehr gut, während für den Test A4.1 die Menge Notkühlwasser, die über das Leck verloren ging, leicht überschätzt

wird. Es ist anzumerken, dass die experimentellen Werte mit Hilfe einer Wägezelle ermittelt wurden. Die in /OEC 16c/, /OEC 16b/ angegebene maximale Abweichung von  $\pm 9$  kg über die gesamte Kapazität von 15 t ist fragwürdig.

Die maximalen Hüllrohrtemperaturen für die höchstbelastete (G1) und für die mittleren Brennstabgruppen (G2, G3) sind in Abb. 4.32 und Abb. 4.33 dargestellt. Sowohl der Zeitpunkt des Beginns der Kernaufheizung als auch die vollständige Wiederbenetzung der Brennstäbe durch die Notkühleinspeisung wurden vom Rechenprogramm zufriedenstellend wiedergegeben. Für den Versuch A5.2 werden die maximalen Temperaturen leicht überschätzt.

Die Abb. 4.34 bis Abb. 4.37 zeigen die Notkühl-Einspeiseraten aus den Druckspeichern bzw. aus dem pumpenbetriebenen Einspeisesystem (Summe aus der Hochdruck- und der Niederdruck-Einspeisung). Der Code berechnet einen etwas früheren Start und ein verspätetes Ende der DSP-Einspeisung. Im Test A4.1 gibt es anscheinend keinen Grund für die unterschiedlichen Einspeiseraten in die kalten Stränge 2A (SIT-03) und 2B (SIT-02), da die thermohydraulischen Bedingungen an den Einspeisestellen fast identisch sind. Um diesen Effekt nachbilden zu können, wurde in der Nachrechnung der Formverlustkoeffizient des DSP-Regelventils FCV-SIS2 um die Hälfte reduziert. Im weiteren Verlauf der Nachrechnung des Tests A4.1 wurde ein im Vergleich zum Versuch um 50 s früherer Start der Niederdruckeinspeisung berechnet (Abb. 4.36). Für den Versuch A5.2 stimmt der berechnete Zeitpunkt zum Start der ND-Einspeisung gut mit dem gemessenen Wert überein.

In Abb. 4.38 bis Abb. 4.41 werden die berechneten Kühlmitteltemperaturen in verschiedenen Stellen entlang des Primärkreises mit den gemessenen Temperaturen verglichen. Anders als im Test A4.1 konnte ATHLET die im Test A5.2 zwischen 200 und 350 s gemessene Unterkühlung am Kerneintritt zufriedenstellend wiedergeben Abb. 4.39. Die in beiden Versuchen beobachtete Umkehr der Wärmeübertragung in den Dampferzeugern ist in Abb. 4.41 deutlich zu sehen, wobei die Überhitzung der Dampfphase am Austritt der Dampferzeuger vom Rechenprogramm etwas überschätzt wird. Dies ist hauptsächlich auf eine Unterschätzung des Wärmeverlustes an die Umgebung durch die metallischen Strukturen der DE-Plenen zurückzuführen.

Die Auswirkung der unterkühlten Notkühleinspeisung, insbesondere der Druckspeicher, auf die Kühlmitteltemperaturen in den intakten kalten Strängen ist in der Abb. 4.42 und Abb. 4.43 deutlich zu sehen. Zu der guten Übereinstimmung zwischen Rechnungen und

Experimenten hat die Berücksichtigung der Dampfkondensation am Einspeisestrah (Eingabe unter CW (Control Word) INJECTION /AUS 16a/, /AUS 17a/, /LER 16a/, /LER 16b/) wesentlich beigetragen.

Der Vergleich zwischen den berechneten und den experimentell beobachteten Kühlmittelverteilungen ist in Abb. 4.44 bis Abb. 4.51 mit den Wasserständen in verschiedenen Stellen innerhalb des Primärkreises exemplarisch dargestellt. Unmittelbar nach der Bruchöffnung hat das Rechenprogramm das Entleeren der U-Rohre Abb. 4.48 sowie der Abb. 4.49 in guter Übereinstimmung mit den Versuchen bestimmt. Das Wiederauffüllen des RDB-Ringraums Abb. 4.46 und Abb. 4.47 sowie des Kernbereichs Abb. 4.44 und Abb. 4.45 durch die DSP-Einspeisung wurde von ATHLET für beide Versuche zufriedenstellend wiedergegeben.

Im weiteren Verlauf berechnet das Rechenprogramm eine partielle Wiederauffüllung des Pumpenbogens im gebrochenen kalten Strang 1A Abb. 4.50 und Abb. 4.51, was in den Versuchen nicht beobachtet wurde.

Schließlich zeigen die Abb. 4.52 bis Abb. 4.55 die berechneten und die gemessenen Druckdifferenzen über die Bypass-Leitungen zwischen Ringraum und Deckelraum bzw. zwischen Ringraum und den heißen Strängen. Auch hier ist die Übereinstimmung zwischen Rechnungen und Messungen sehr gut. Die korrekte Nachbildung der Bypass-Massenströme für kleine und mittlere Lecks trägt maßgeblich dazu bei, das Freiblasen der Pumpenbögen sowie die Kühlmittelverteilung im Primärkreis im Verlauf der Transienten realitätsnah wiederzugeben.

**Tab. 4.2** ATLAS-Test A4.1 – Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Anfangsbedingungen

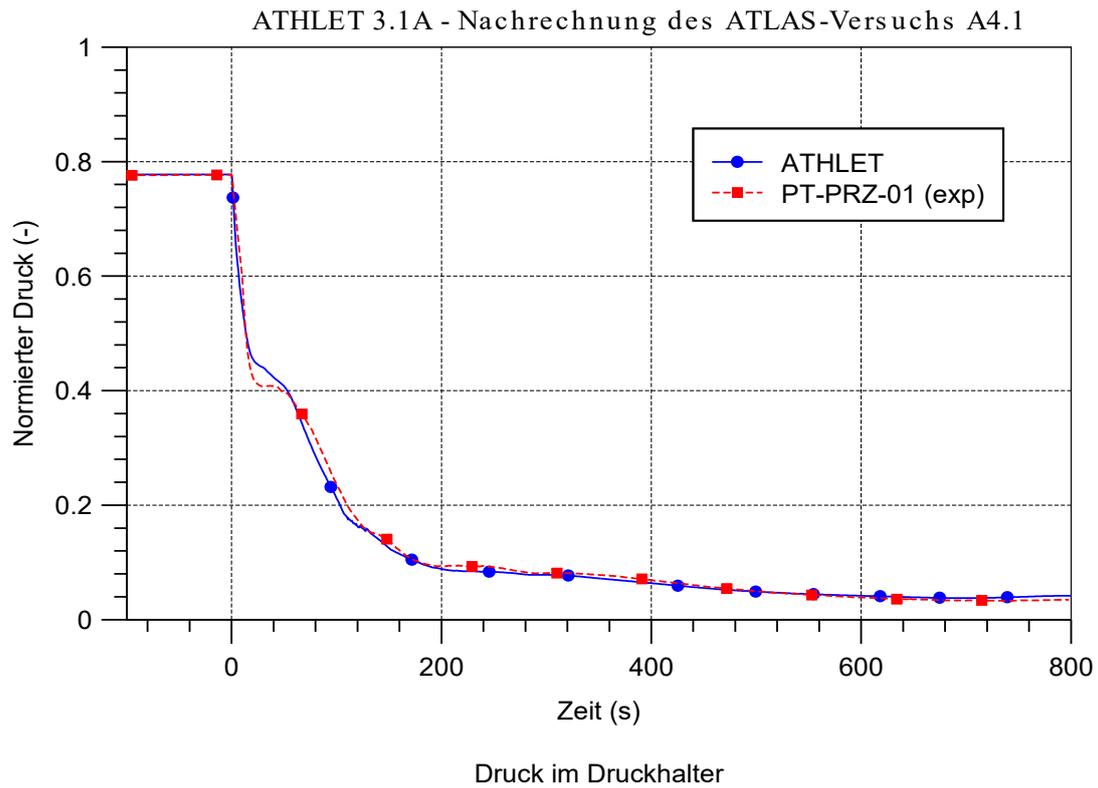
Parameter	Experiment /OEC 16b/	ATHLET	Abweichung (%)
<b>Primärkreis</b>			
Kernleistung (MW)	1,678	1,678	0,00
Druck im Druckhalter (MPa)	15,52	15,55	0,19
Temperatur am Kerneintritt (°C)	290,5	292,6	0,72
Temperatur am Kernaustritt (°C)	327,6	328,2	0,18
Loop-Massenstrom - Mittelwert (kg/s)	1,953	1,976	1,18
Wasserstand im Druckhalter (m)	2,10	2,147	2,24
<b>Sekundärkreis</b>			
	<b>DE1 / DE2</b>	<b>DE1 / DE2</b>	<b>DE1 / DE2</b>
Druck (MPa)	7,86 / 7,86	7,876 / 7,879	0,20 / 0,24
Dampf­temperatur (°C)	295,8 / 295,7	293,9 / 293,9	-0,64 / -0,61
Speisewassertemperatur (°C)	230,9 / 230,1	230,9 / 230,1	0,0 / 0,0
Speisewassermassenstrom (kg/s)	0,445 / 0,444	0,425 / 0,425	-4,49/-4,28
Wasserstand in den Dampferzeugern (m)	5,33 / 5,31	5,298 / 5,298	-0,60 / -0,23

**Tab. 4.3** Chronologie der Ereignisse beim ATLAS-Test A4.1

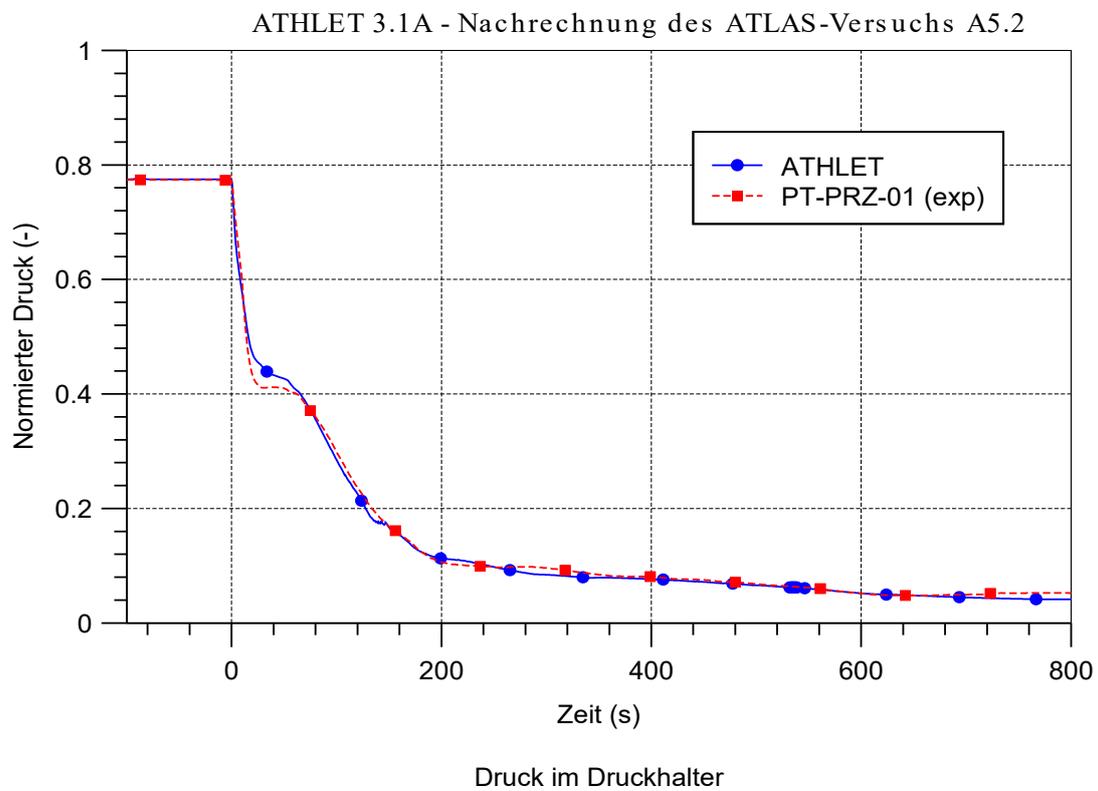
Ereignis	Experiment (s)	ATHLET (s)
Öffnen des Bruchventils	0	0
Beginn der Hochdruckeinspeisung	22	20
Beginn der Nachzerfallsleistung	32	33
Beginn der Kernaufheizung	38	50
Freiblasen der Pumpenbögen	46	32 - 52
Start der DSP-Einspeisung	103	93
Max. Hüllrohrtemperaturen	119	116
Kern vollständig wiederbenetzt (Quench)	147	133
Ende der DSP-Einspeisung	226	238
Start der Niederdruckeinspeisung	429	376
Ende des Versuchs / der Rechnung	797	800

**Tab. 4.4** Chronologie der Ereignisse beim ATLAS-Test A5.2

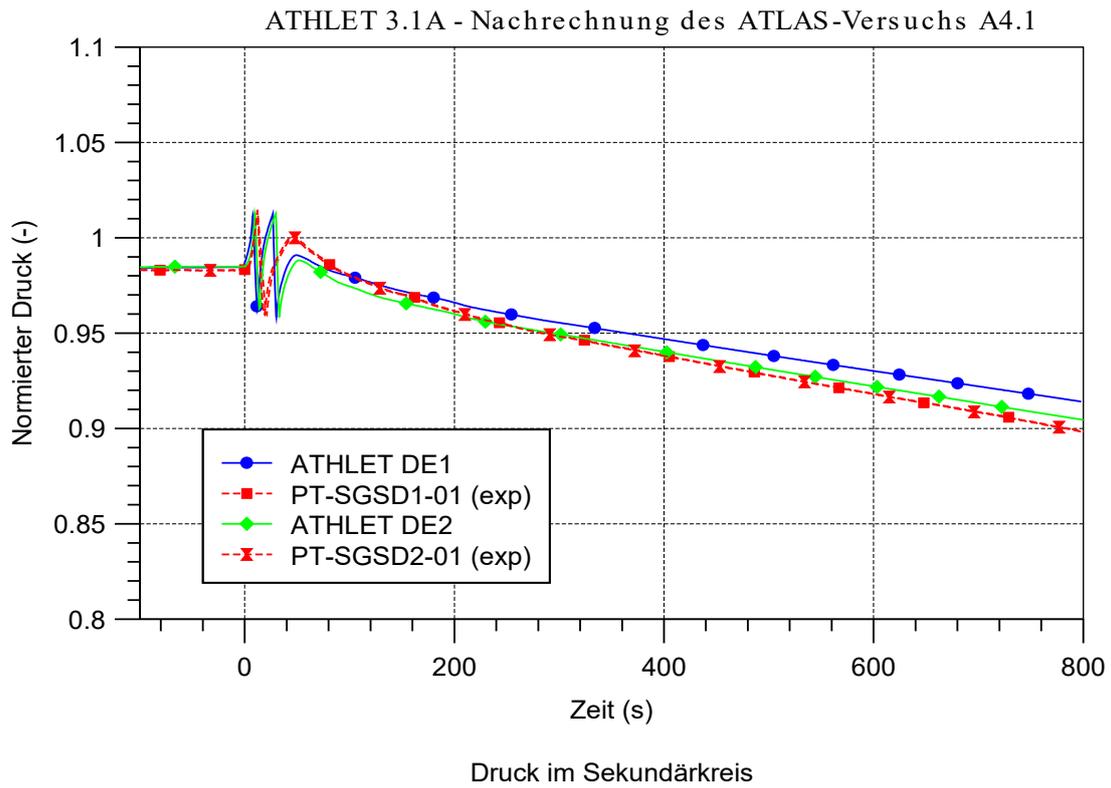
<b>Ereignis</b>	<b>Experiment (s)</b>	<b>ATHLET (s)</b>
Öffnen des Bruchventils	0	0
Beginn der Hochdruckeinspeisung	23	22
Beginn der Nachzerfallsleistung	32	31
Beginn der Kernaufheizung	44	50
Freiblasen der Pumpenbogen	60	50 - 60
Start der DSP-Einspeisung	124	115
Max. Hüllrohrtemperaturen	140	138
Kern vollständig wiederbenetzt (Quench)	159	154
Ende der DSP-Einspeisung	265	282
Start der Niederdruckeinspeisung	545	532
Ende des Versuchs / der Rechnung	904	800



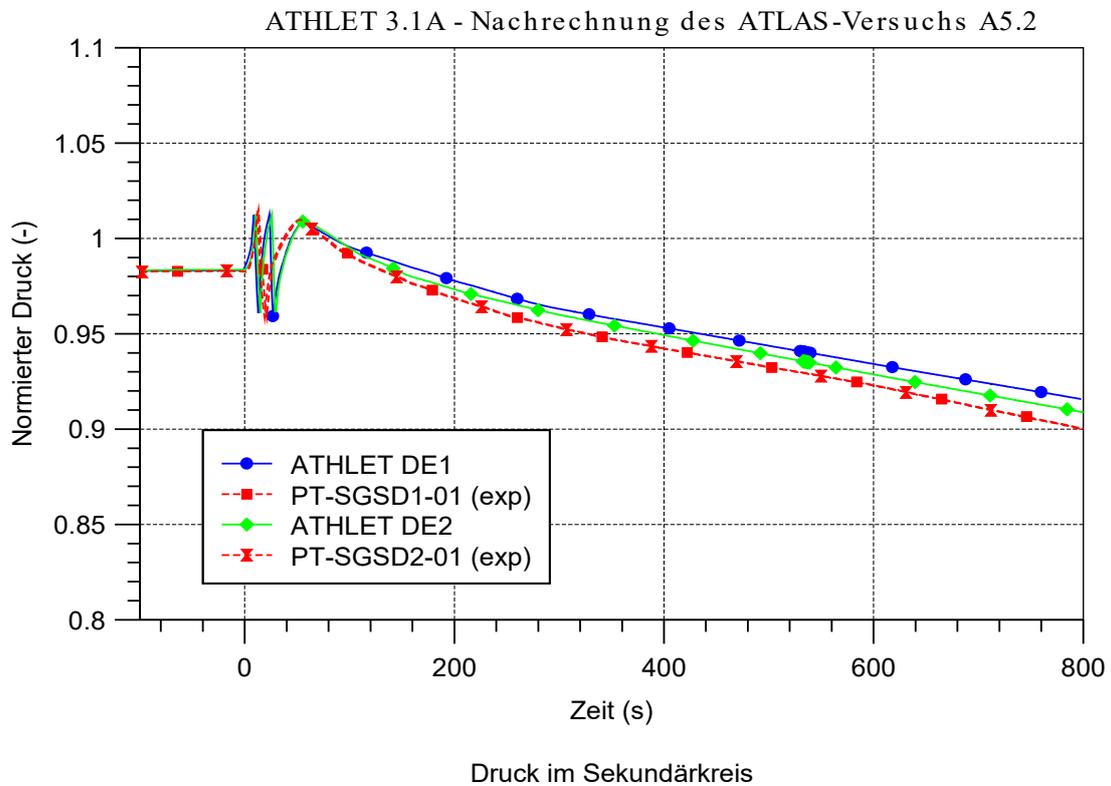
**Abb. 4.26** Druck im Primärkreis: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



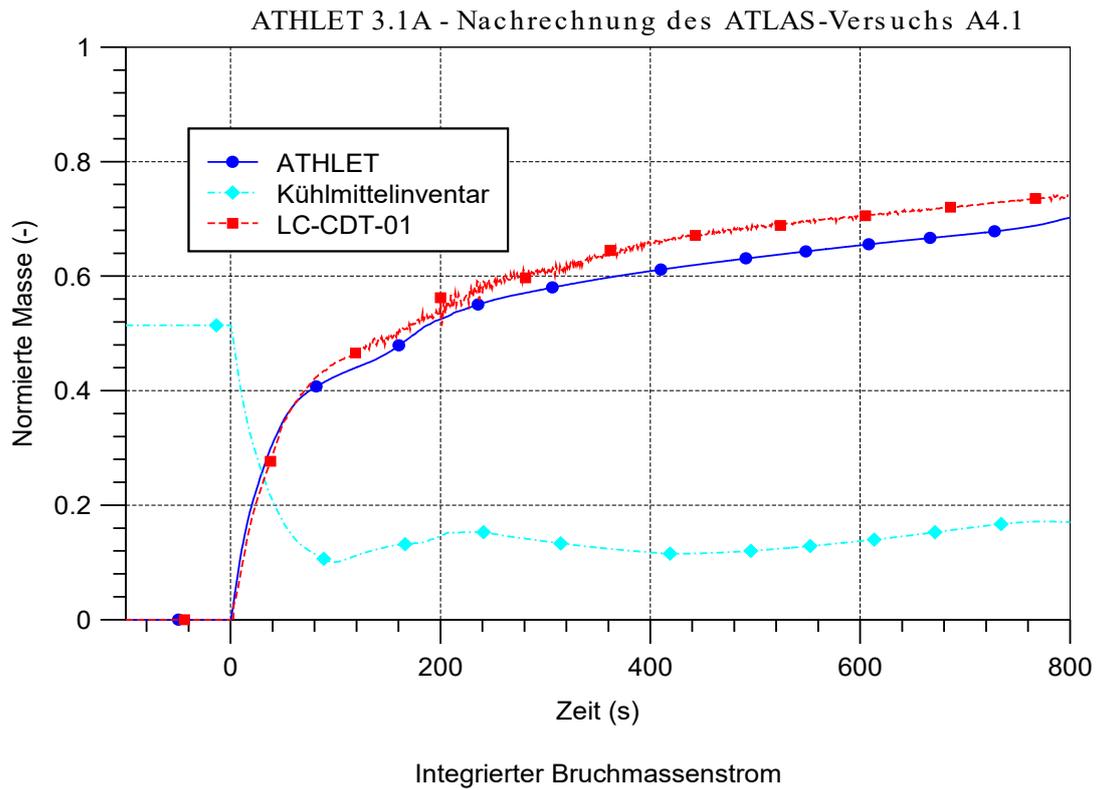
**Abb. 4.27** Druck im Primärkreis: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



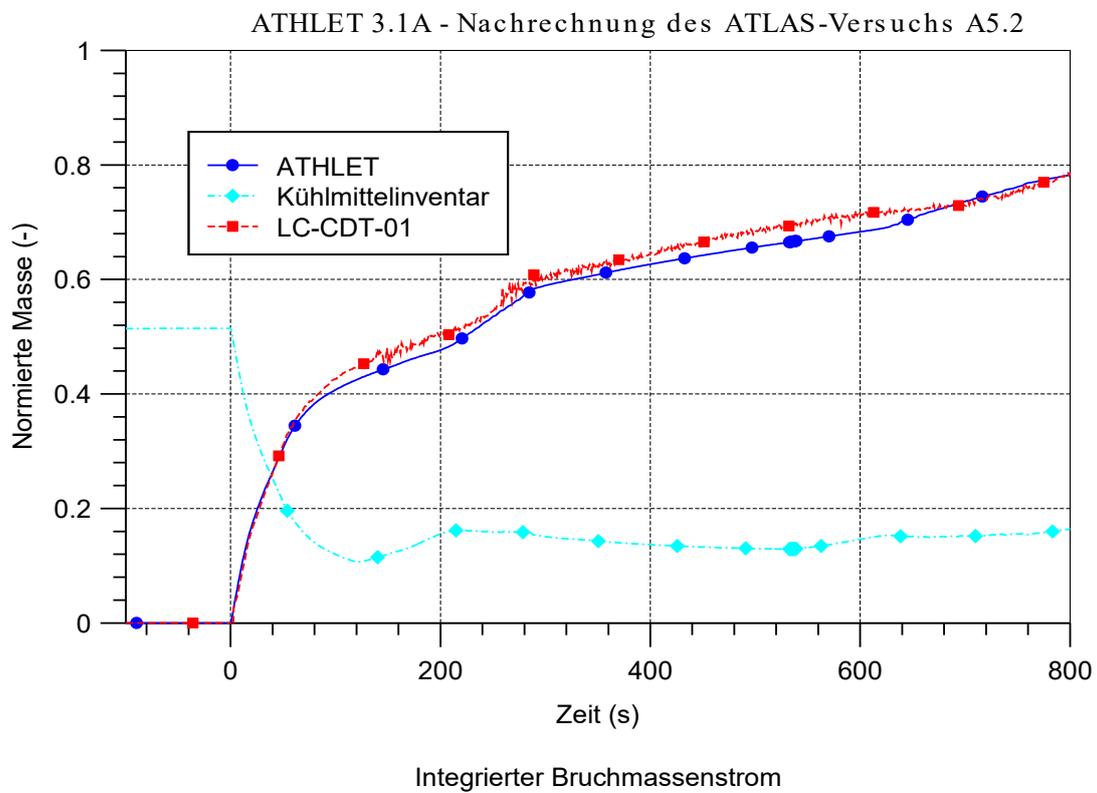
**Abb. 4.28** Druck im Sekundärkreis: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



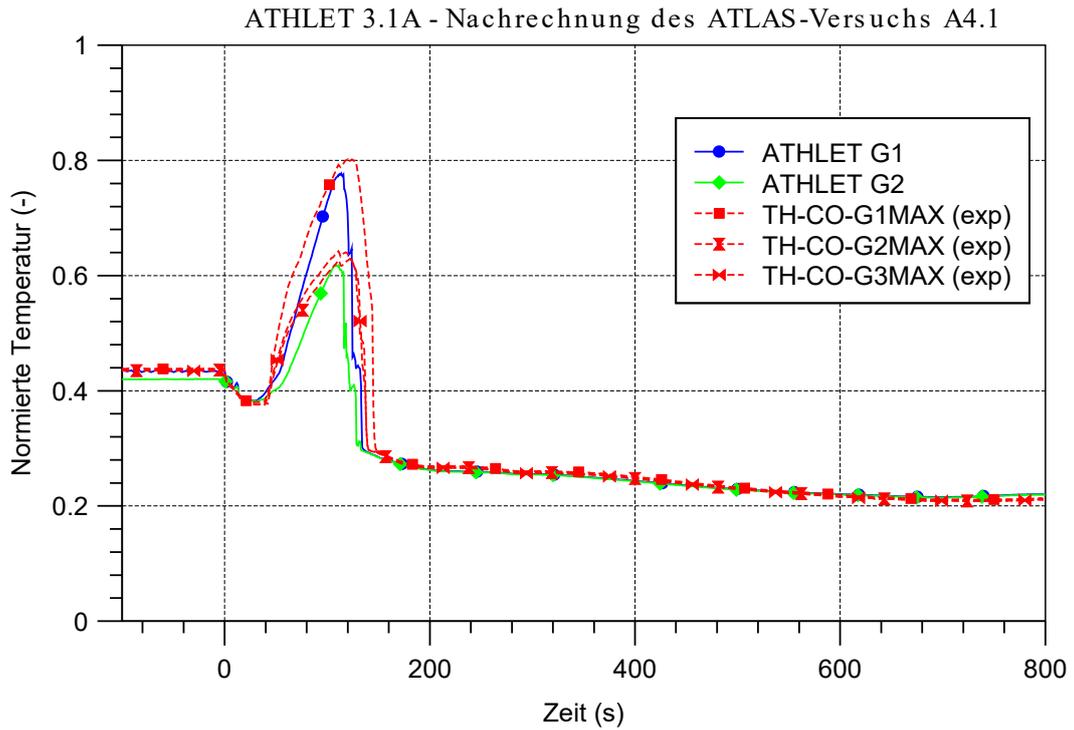
**Abb. 4.29** Druck im Sekundärkreis: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



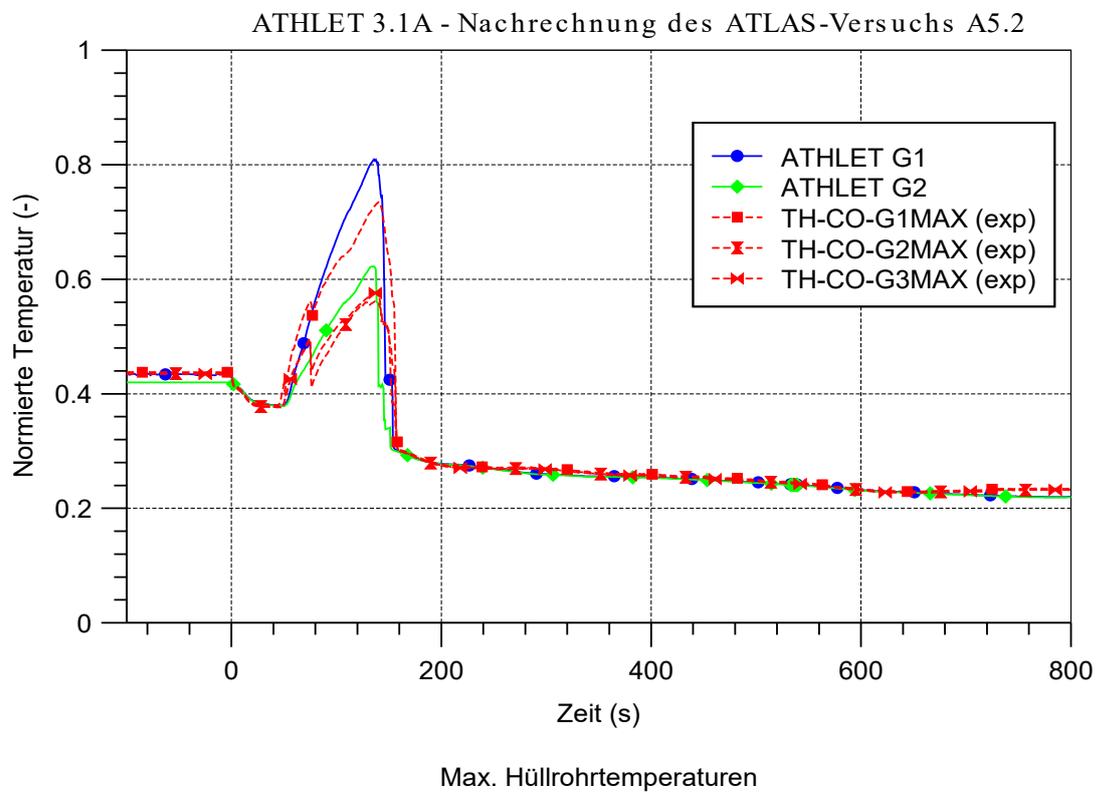
**Abb. 4.30** Integrierter Bruchmassenstrom: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



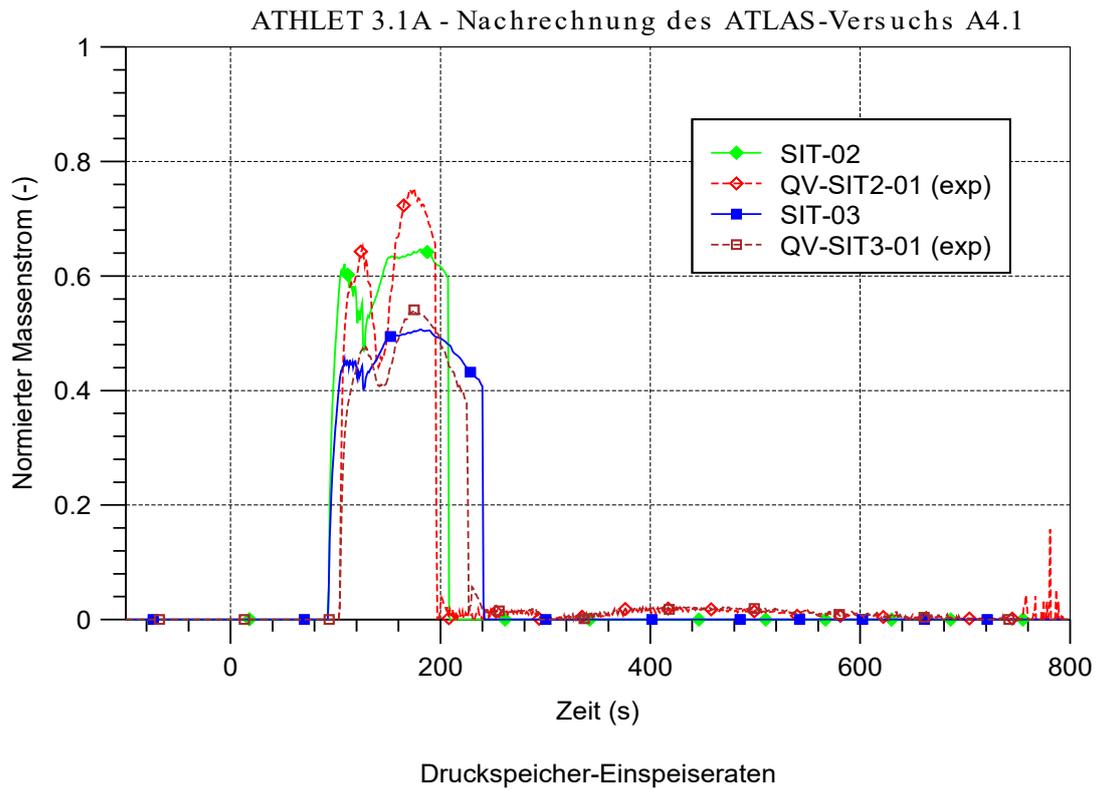
**Abb. 4.31** Integrierter Bruchmassenstrom: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



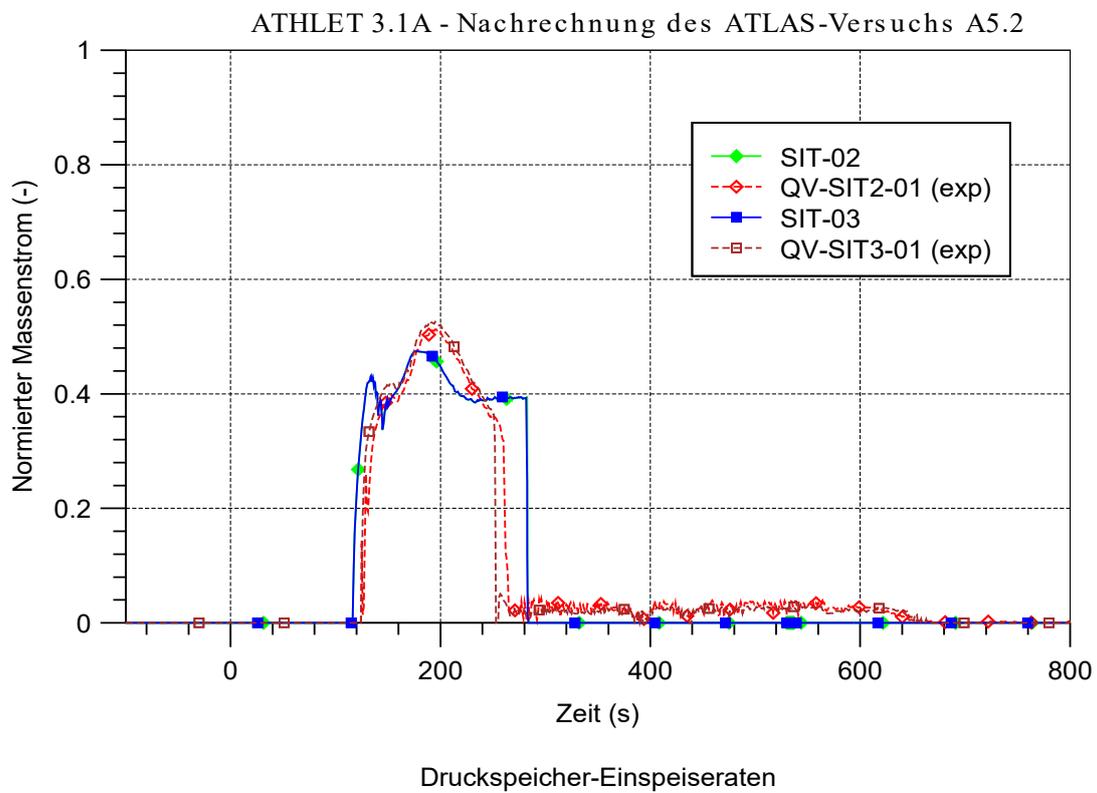
**Abb. 4.32** Maximale Hüllrohrtemperaturen: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



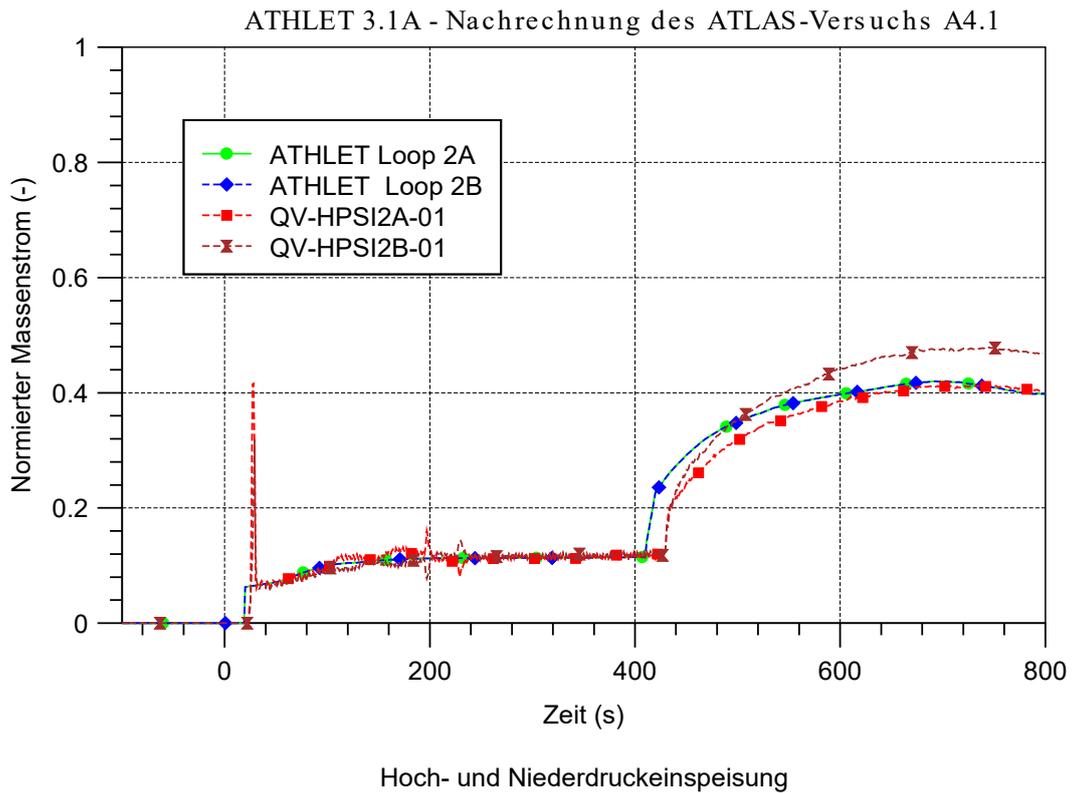
**Abb. 4.33** Maximale Hüllrohrtemperaturen: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



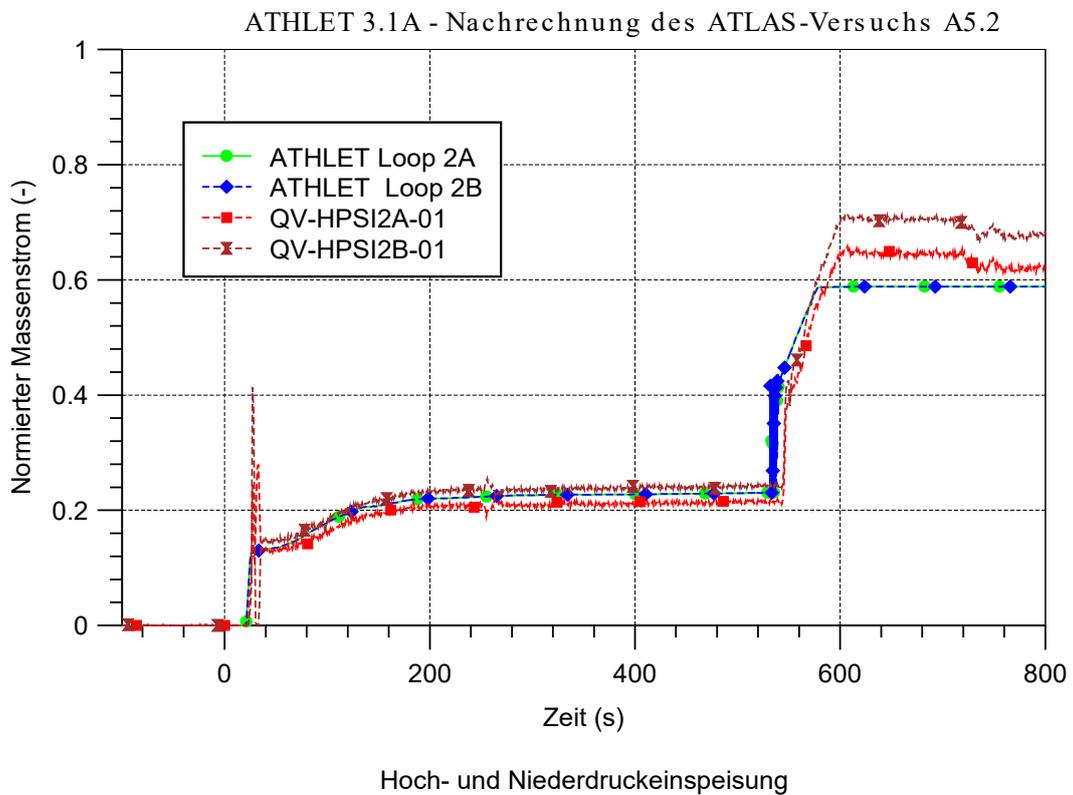
**Abb. 4.34** Druckspeichereinspeisung: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



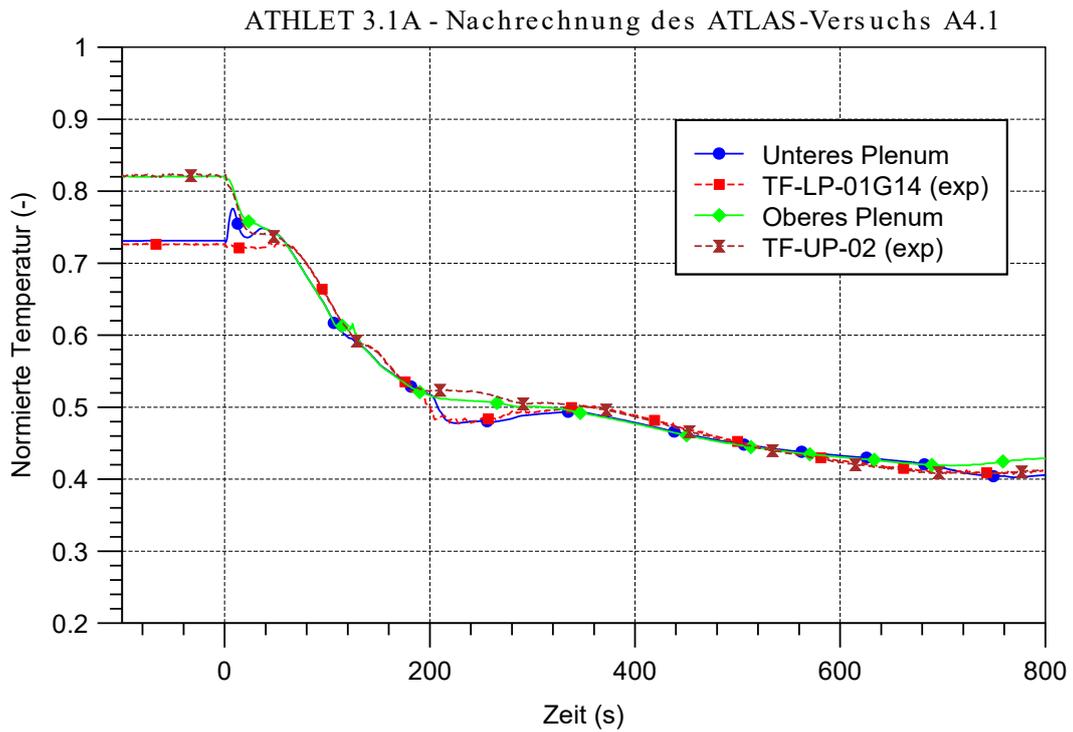
**Abb. 4.35** Druckspeichereinspeisung: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



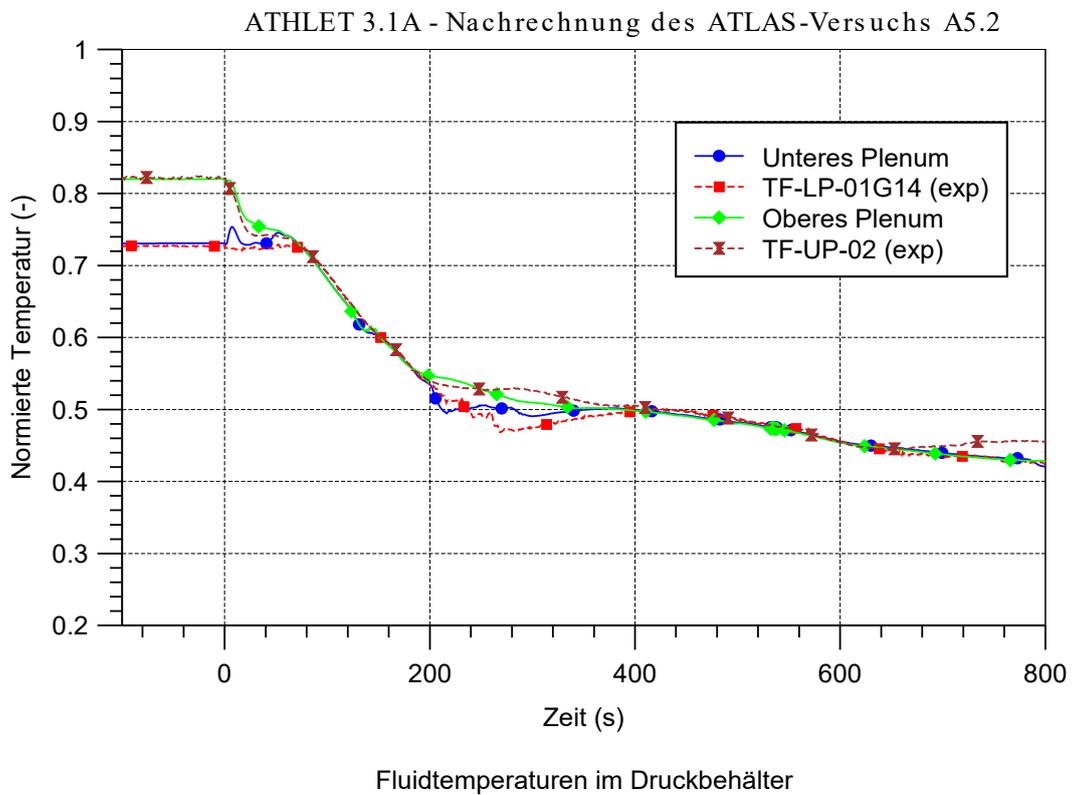
**Abb. 4.36** Hoch- und Niederdruckeinspeisung: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



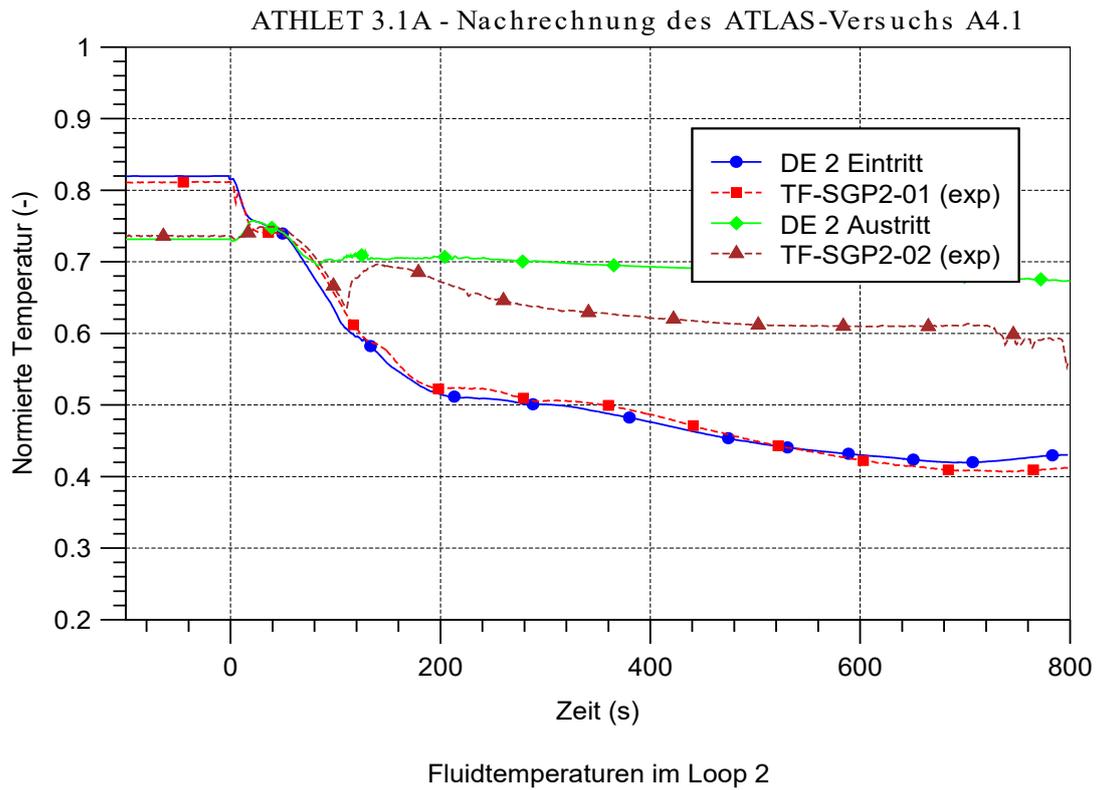
**Abb. 4.37** Hoch- und Niederdruckeinspeisung: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



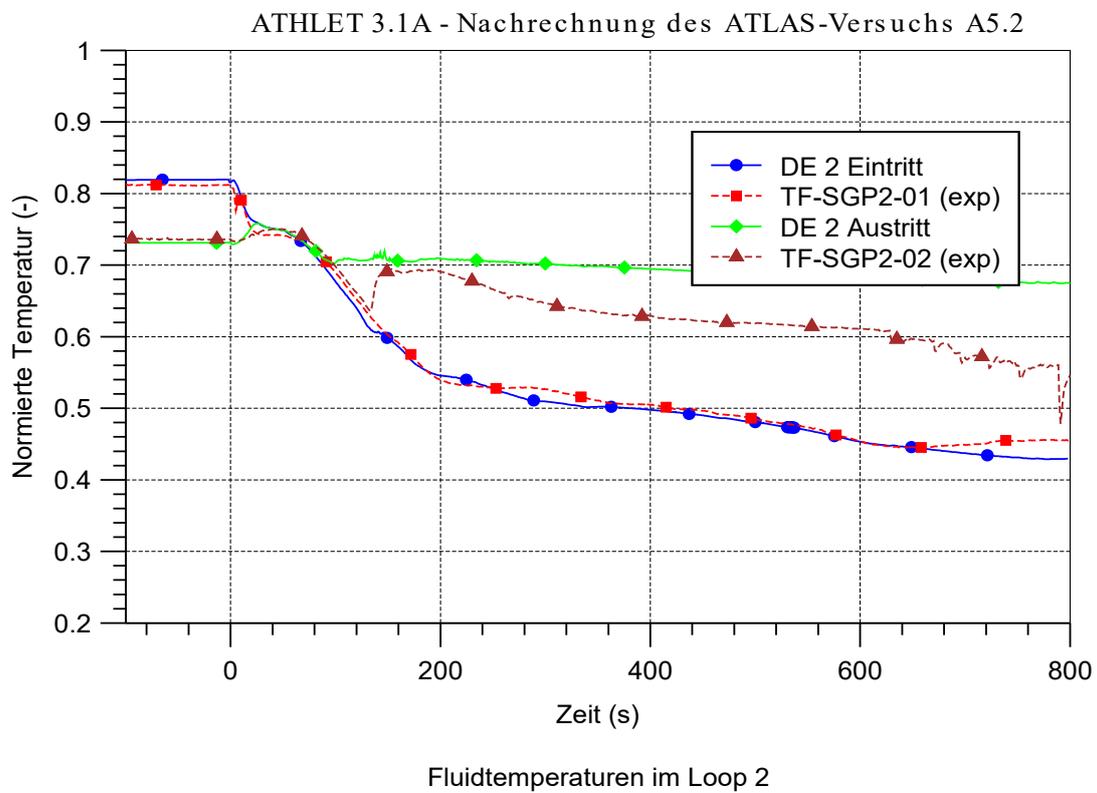
**Abb. 4.38** Fluidtemperaturen im Reaktordruckbehälter: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



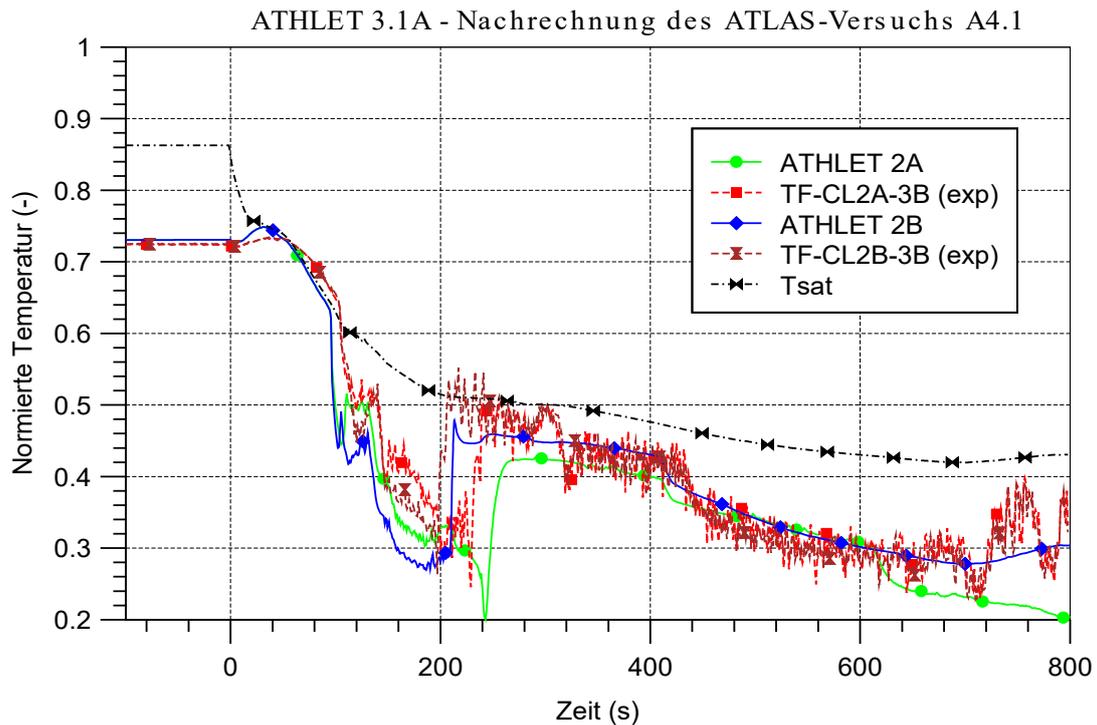
**Abb. 4.39** Fluidtemperaturen im Reaktordruckbehälter: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



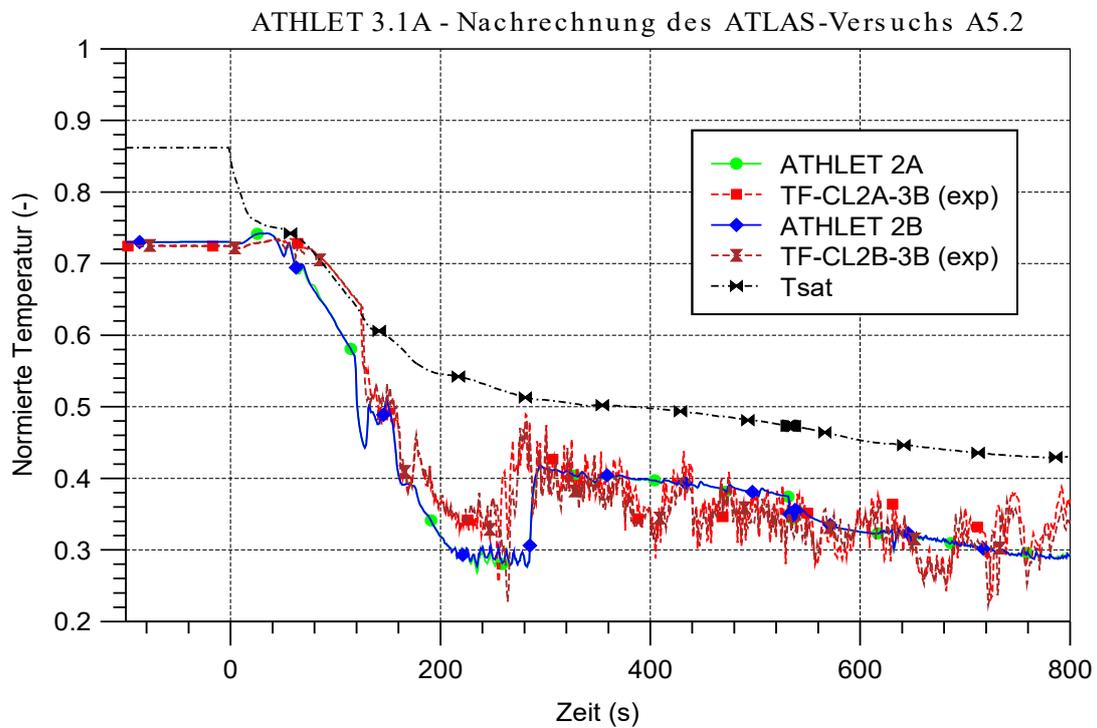
**Abb. 4.40** Fluidtemperaturen im Dampferzeuger DE2: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



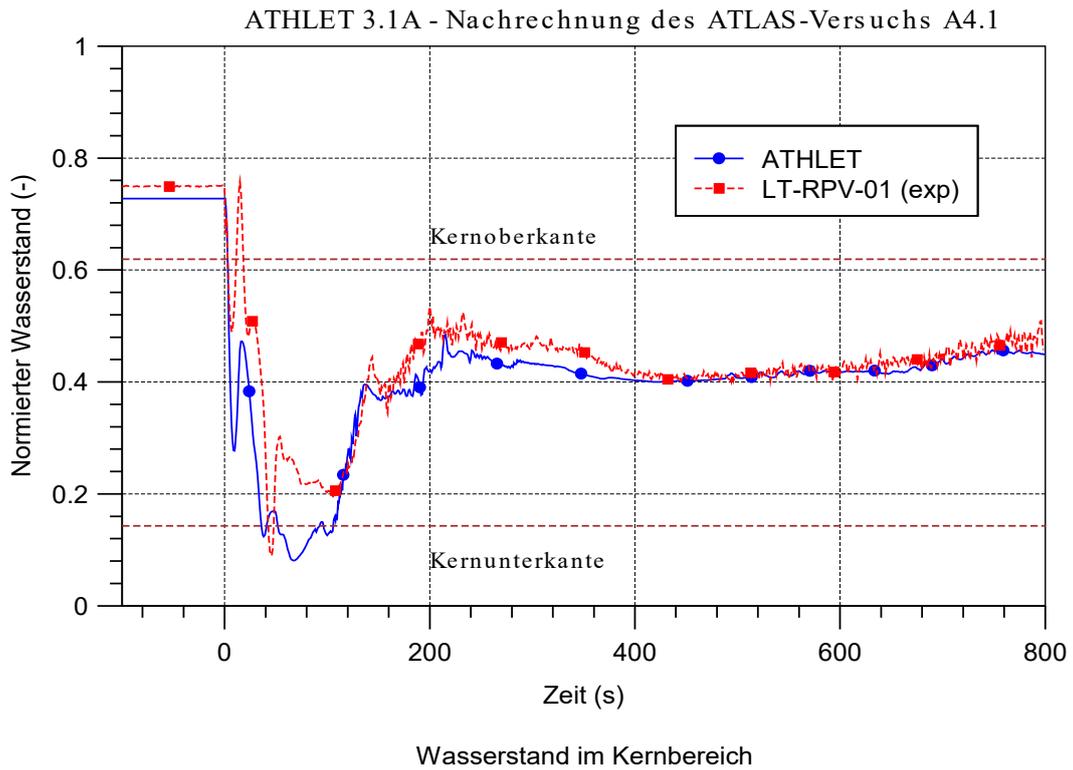
**Abb. 4.41** Fluidtemperaturen im Dampferzeuger DE2: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



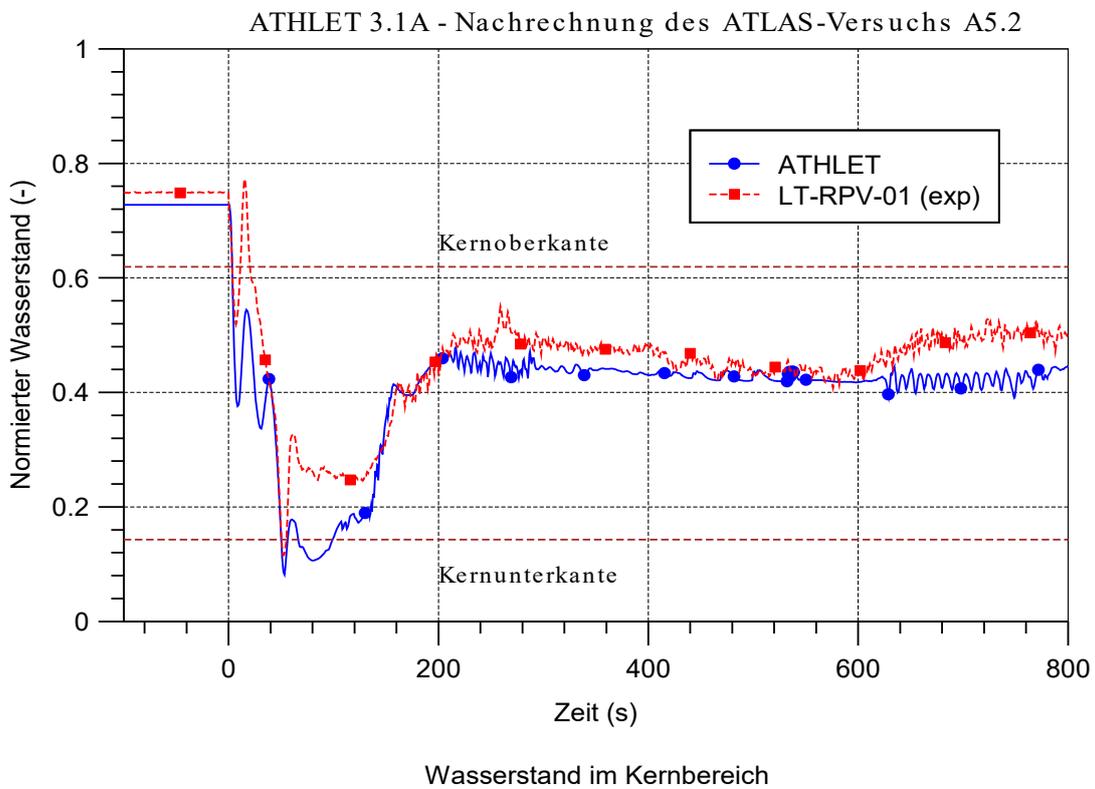
**Abb. 4.42** Fluidtemperaturen an den kalten Strängen – Loop 2: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



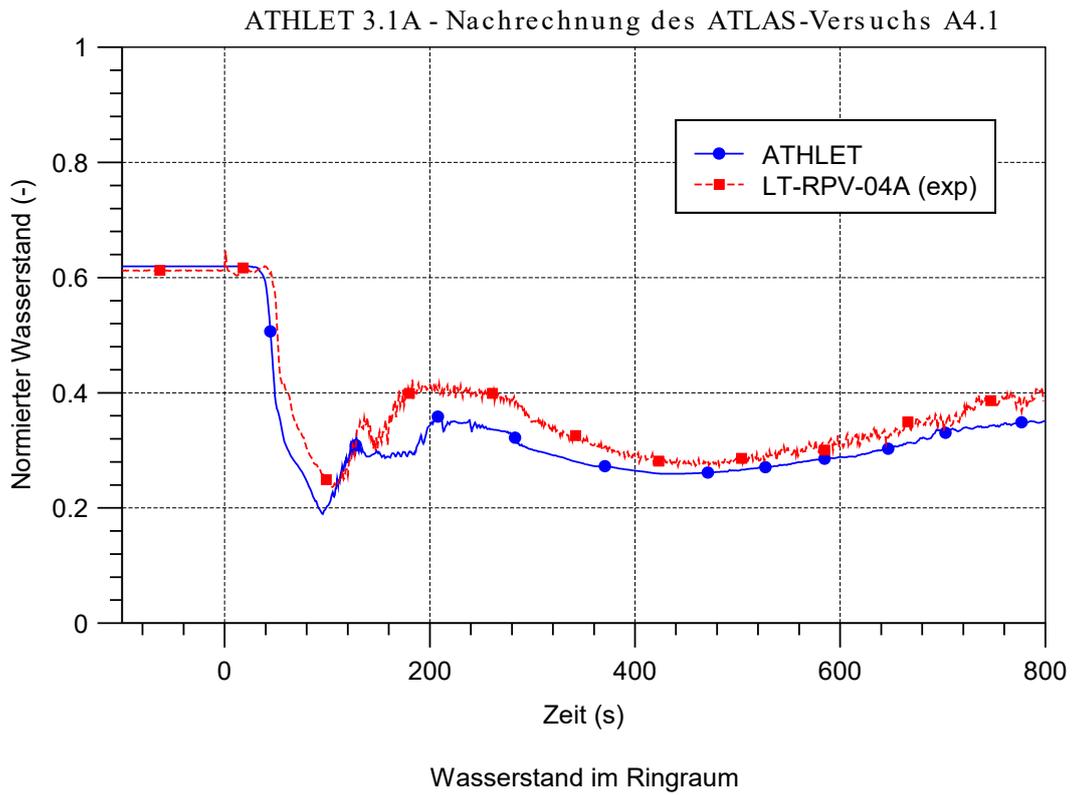
**Abb. 4.43** Fluidtemperaturen an den kalten Strängen – Loop 2: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



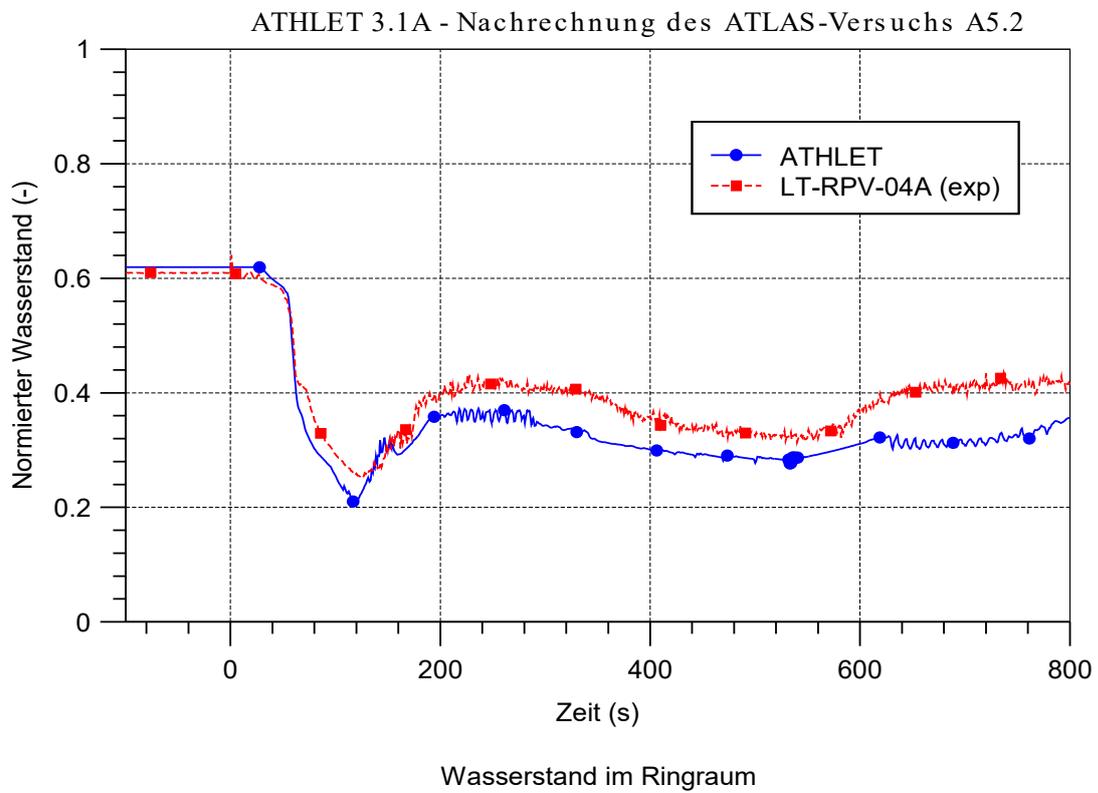
**Abb. 4.44** Wasserstand im Kernbereich: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



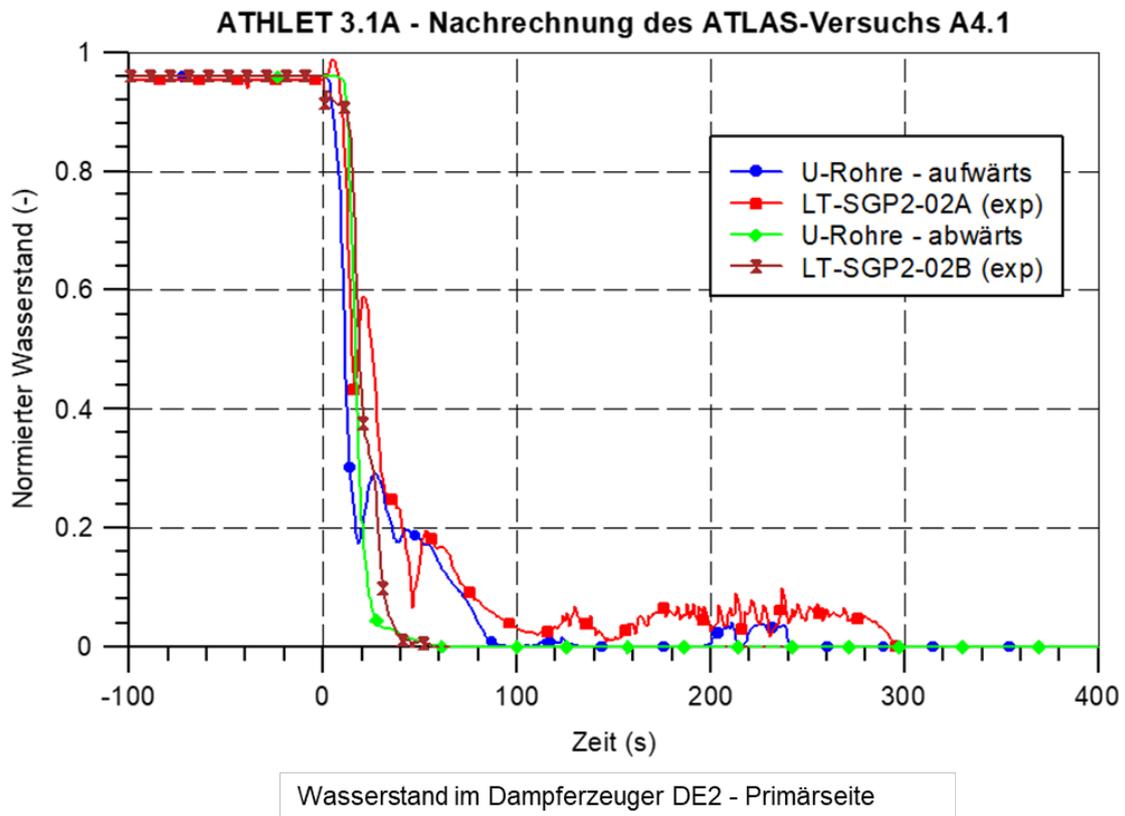
**Abb. 4.45** Wasserstand im Kernbereich: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



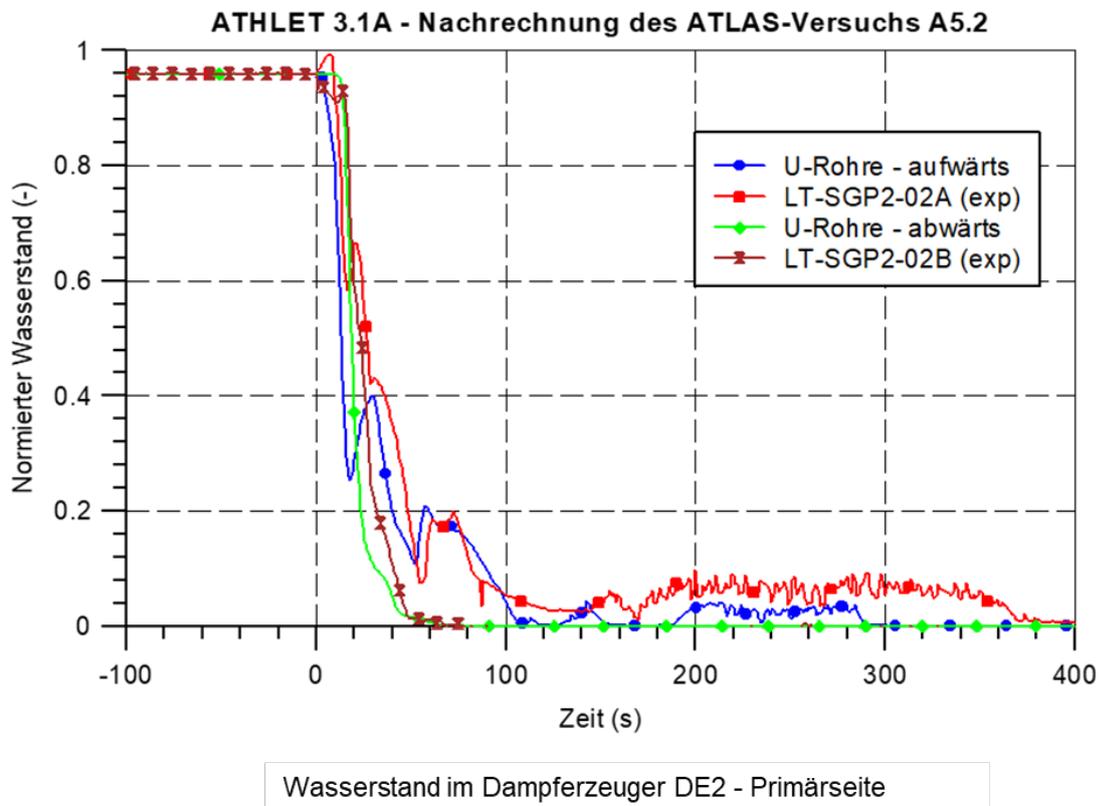
**Abb. 4.46** Wasserstand im Ringraum: ATLAS A4.1: 17 %-Leck



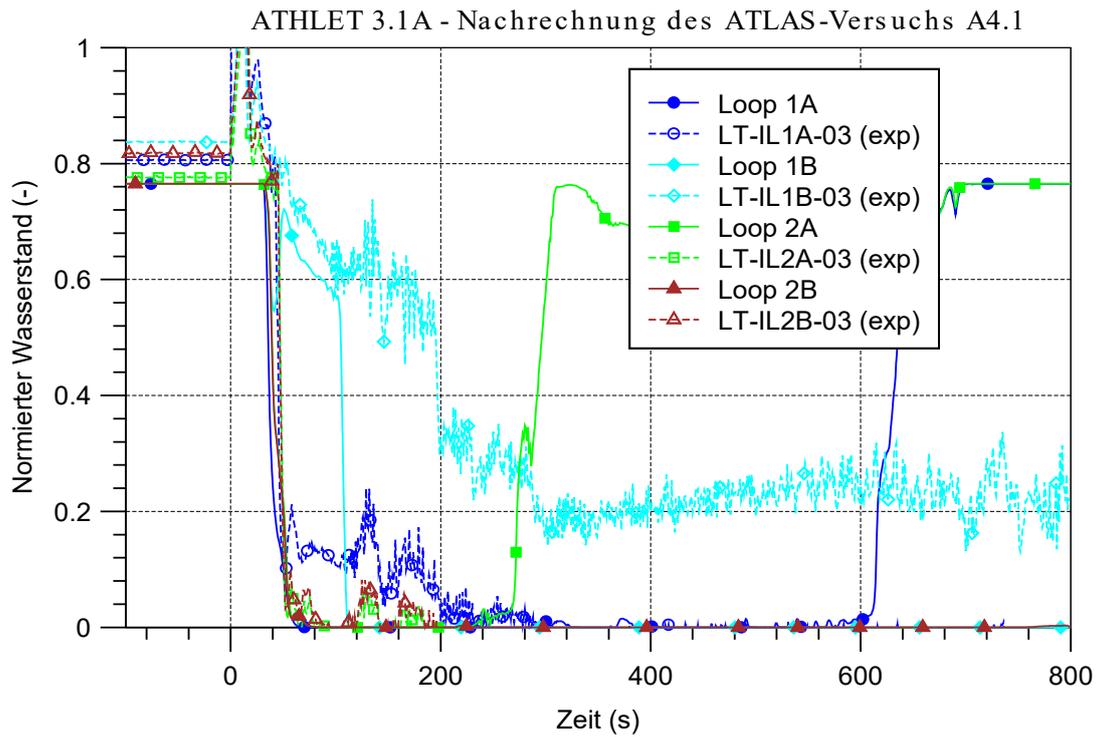
**Abb. 4.47** Wasserstand im Ringraum: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



**Abb. 4.48** Wasserstand in den U-Rohren – DE2: ATLAS A4.1: 17 %-Leck

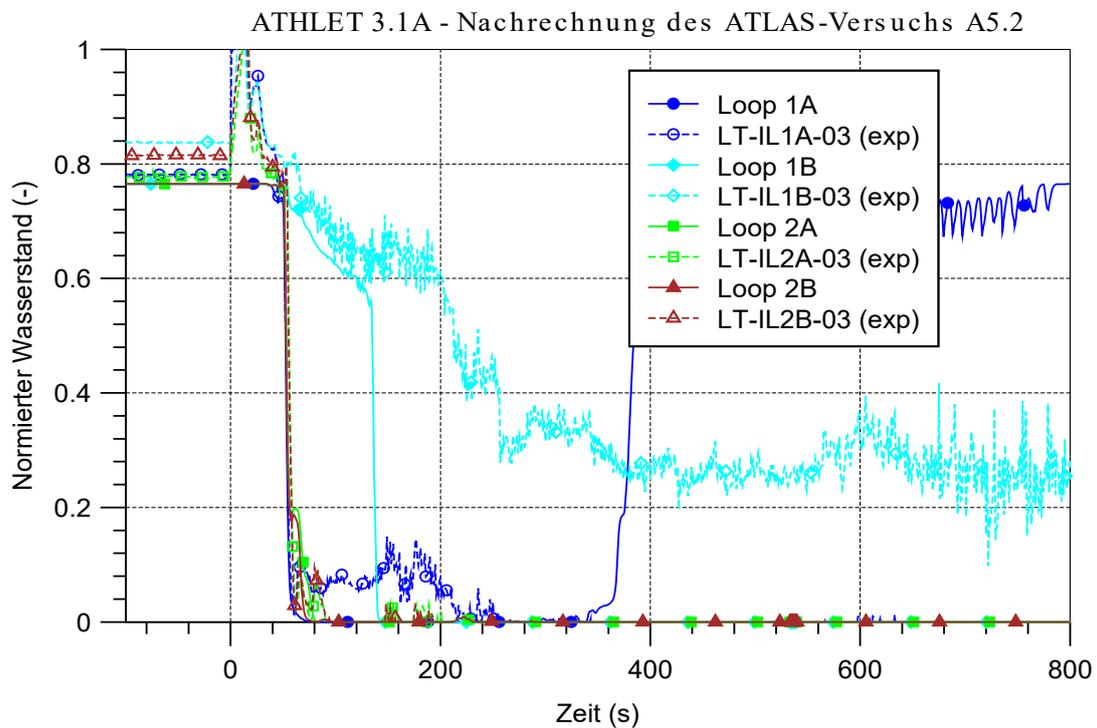


**Abb. 4.49** Wasserstand in den U-Rohren – DE2: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



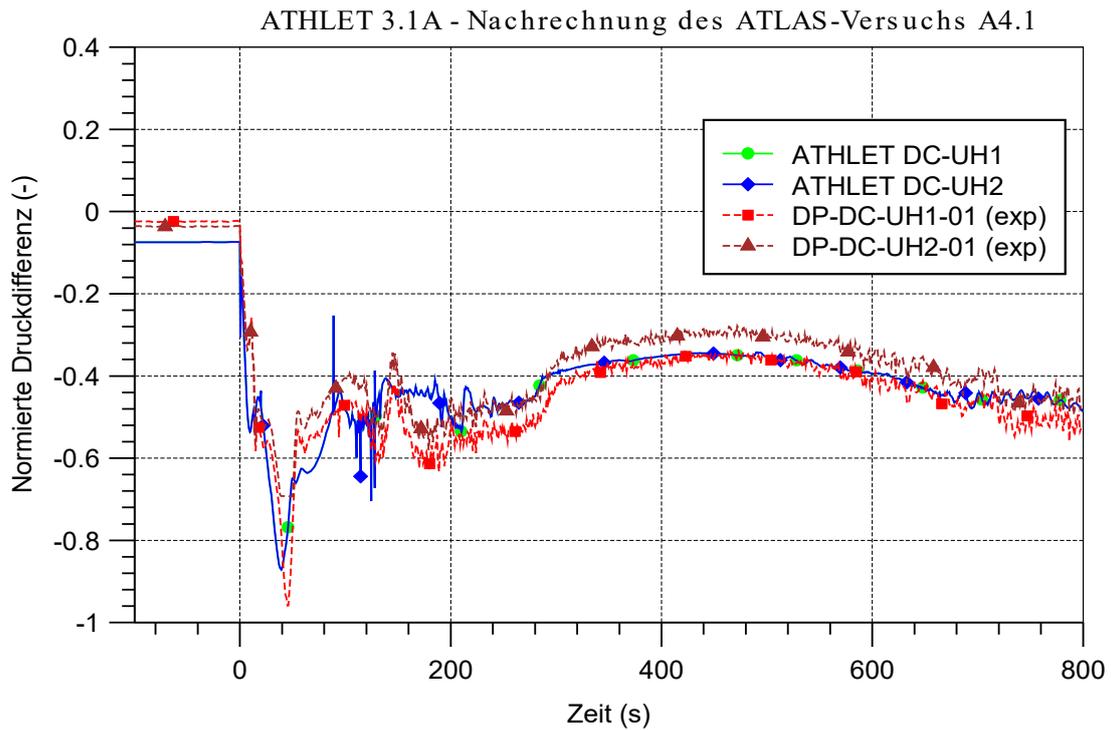
Wasserstand in den Pumpenbögen (aufwärts)

**Abb. 4.50** Wasserstand in den Pumpenbögen: ATLAS A4.1: 17 %-Leck

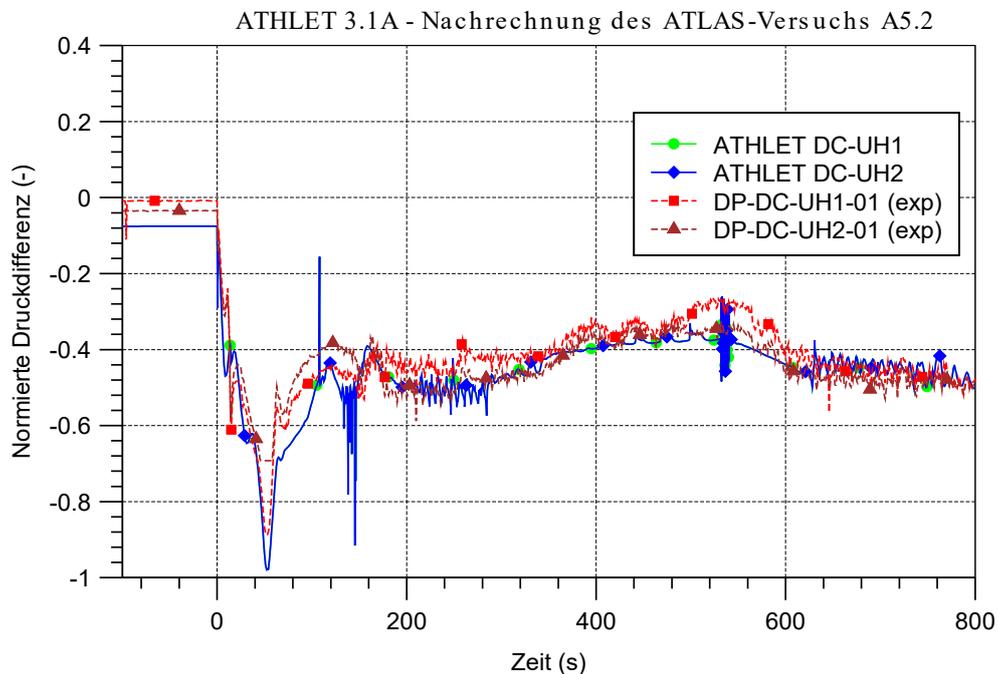


Wasserstand in den Pumpenbögen (aufwärts)

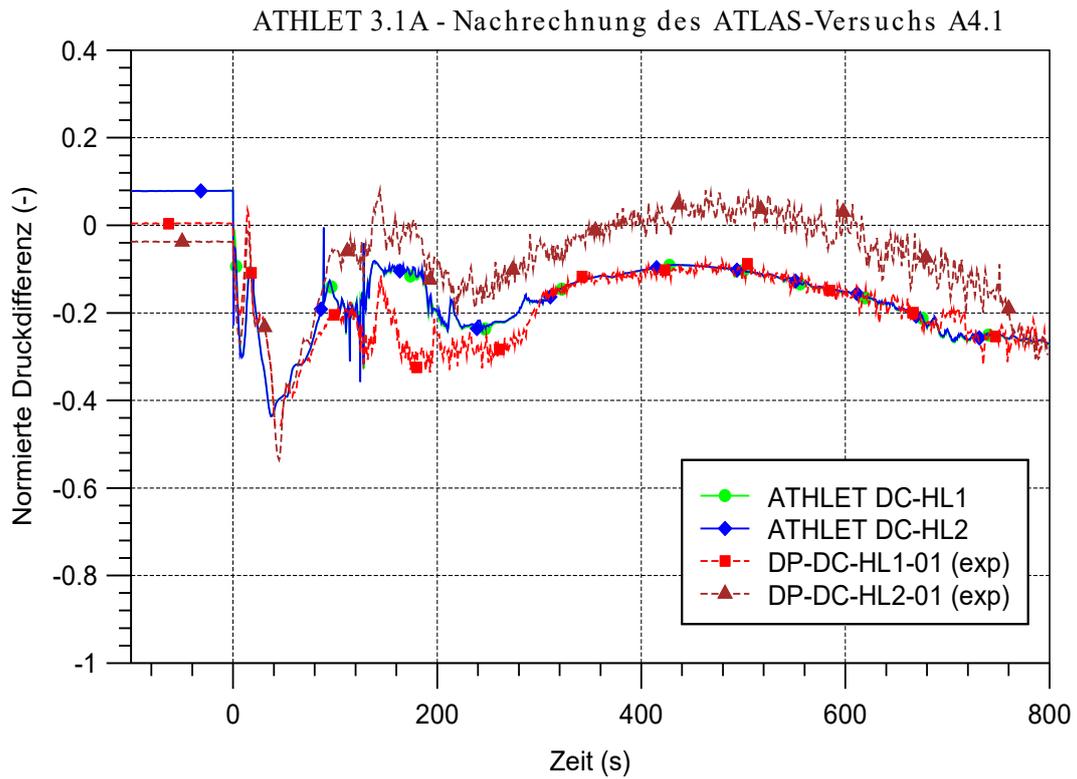
**Abb. 4.51** Wasserstand in den Pumpenbögen: ATLAS A5.2: 13 %-Leck



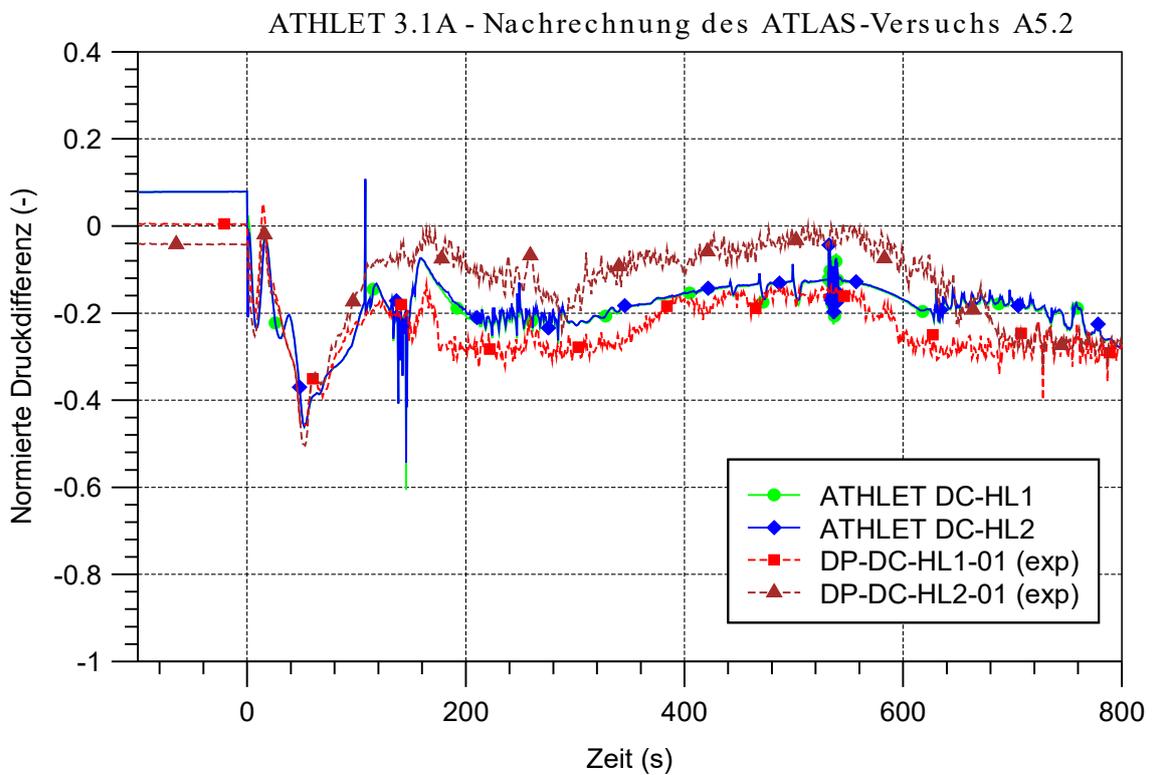
**Abb. 4.52** Druckdifferenz über den Bypass Ringraum-Deckelraum: ATLAS A4.1:  
17 %-Leck



**Abb. 4.53** Druckdifferenz über den Bypass Ringraum-Deckelraum: ATLAS A5.2:  
13 %-Leck



**Abb. 4.54** Druckdifferenz über Bypass-Leitungen Ringraum – Heiße Stränge:  
ATLAS A4.1: 17 %-Leck



**Abb. 4.55** Druckdifferenz über die Bypass-Leitungen zwischen Ringraum und heißen  
Strängen: ATLAS A5.2: 13 %-Leck

## **4.2.4 Nachrechnung des Versuchs B2.1**

### **4.2.4.1 Kurze Versuchsbeschreibung**

Das Szenario des Versuchs B2.1, der im September 2018 durchgeführt wurde, war ein totaler Ausfall der Stromversorgung (SBO - Station Blackout), wobei angenommen wurde, dass sämtliche pumpenbetriebene Systeme (Hoch- und Niederdruckeinspeisung, Notspeisewasserversorgung) ausfallen. Ziel der Untersuchung war die Leistungsfähigkeit der neuartigen hybriden Druckspeicher als passives Sicherheitssystem für auslegungüberschreitende Störfälle zu bewerten /CHO 18/.

Die hybriden Druckspeicher (H-SITs) sind Bestandteile eines passiven Notkühlsystems, das mit dem Nenndruck des Primärkreislaufs betrieben werden kann. Die Deckelräume der H-SITs sind durch sog. Druckausgleichsleitungen (PBL) mit dem Dampfdom des Druckhalters verbunden. Die Einspeiseleitungen der H-SITs sind an den Reaktordruckbehälter angeschlossen (DVI), die Kernkühlung wird durch den Naturumlauf betrieben, der durch die Schwerkraft entsteht.

Ein weiteres Ziel des Versuchs war es, experimentelle Daten für die Validierung von Rechenprogrammen zur Verfügung zu stellen, insbesondere bei thermohydraulischen Bedingungen, bei denen die treibenden Kräfte deutlich kleiner sind als bei aktiven Sicherheitssystemen.

Zum Beginn des Versuchs B2.1 waren die Armaturen an den Druckausgleichsleitungen offen und die an den Einspeiseleitungen geschlossen. Alle vier H-SITs und die dazu gehörenden Druckausgleichsleitungen waren mit Notkühlwasser bei etwa 50 °C abgefüllt. Der Anfangsdruck entsprach dem des Druckhalters.

Zum Versuchsablauf wurde angenommen, dass zwei der vier hybriden Druckspeicher (H-SIT-1 und H-SIT-2) unmittelbar nach dem ersten Öffnen des Druckhalter-Abblaseventils durch Öffnung der entsprechenden Armaturen an den Einspeiseleitungen im Betrieb genommen werden. Die übrigen H-SITs werden erst dann aktiv, falls die Hüllrohrtemperaturen einen Grenzwert erreichen.

Die Betriebsdauer der H-SITs wurde durch ein Temperaturkriterium bestimmt. Die Armaturen an den Einspeiseleitungen wurden geschlossen, nachdem die Fluidtemperatur im unteren Bereich des Druckspeichers 70 °C erreicht hat.

Im aktuellen Versuchsprogramm ATLAS-2 werden die Anfangs- und Randbedingungen unmittelbar nach der Versuchsdurchführung den Projektpartnern zur Verfügung gestellt, so dass die Möglichkeit besteht, „blinde“ Voraussimulationen durchzuführen. Sowohl die „blinde“ Simulation als auch die Nachrechnung wurden mit der aktuellen Code-Version ATHLET 3.2 durchgeführt /AUS 18/.

Für die Simulation der hybriden Druckspeicher wurde statt der Komponenten „Accumulator“ (ICMPO = 2) das Standard Pipe-Objekt (ITYPO = 21, ICMPO = 0) mit 16 Kontrollvolumina und Anwendung des Gemischspiegel-Modells verwendet.

Des Weiteren wurde auf die Simulation des PAFS-Kreislaufs verzichtet. Speisewasser- und Dampfstrom vor Beginn des Versuchs werden mit Hilfe von FILL-Objekten simuliert. Der im Experiment gemessene Anfangszustand wurde im Verlauf einer Einschwingrechnung über 300 s eingestellt.

#### **4.2.4.2 Wesentliche Ergebnisse**

Der Versuchsablauf kann in drei Phasen aufgeteilt werden:

- **Phase 1:**  
Station Blackout mit Isolierung der Dampferzeuger und Reduktion der Kernleistung auf die skalierte Nachzerfallsleistung; Verschlechterung der Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis mit der graduellen Entleerung der DE-Sekundärseiten und Druckanstieg bis zum ersten Öffnen des DH-Ventils POSRV.
- **Phase 2:**  
Start der Notkühleinpeisung durch die hybriden Druckspeicher H-SIT-1 und -2, die den Kühlmittelverlust durch das intermittierende Öffnen und Schließen des DH-Ventils kompensiert. Nach Beendigung der Notkühleinpeisung wegen hoher Fluidtemperatur im unteren Bereich der Druckspeicher, führt der Kühlmittelverlust zur Kernfreilegung und anschließend zum Anstieg der Hüllrohrtemperaturen bis zum Erreichen des Grenzwertes zum Start der Notkühleinpeisung durch die Druckspeicher H-SIT-3 und -4.
- **Phase 3:**  
Dank der Notkühleinpeisung wird der Kernbereich wieder aufgefüllt. Nach Beendigung der SIT-Einspeisung wird der Kern wieder freigelegt. Mit dem raschen

Anstieg der Hüllrohrtemperaturen wird der Schutzgrenzwert erreicht und die Bündelleistung abgeschaltet.

Zumindest bis zum Ende der Phase 2 war die Übereinstimmung zwischen berechnetem und gemessenem Primärdruck gut bis sehr gut /AUS 18/. Sogar die „blinde“ Vorausschätzung konnte den Druckverlauf qualitativ zufriedenstellend vorhersagen. Während der ersten Phase wird der Primärdruck maßgeblich durch den Wärmeverlust der Anlage bestimmt.

Sowohl die Ausströmraten durch das DH-Abblaseventil PORSV als auch durch die sekundärseitigen Sicherheitsventile wurden vom Rechenprogramm in guter Übereinstimmung mit dem Experiment berechnet. Wegen eines leicht erhöhten Anfangsinventars in der ATHLET-Startrechnung wurde die Entleerung der Sekundärseiten der Dampferzeuger etwas verspätet als im Experiment berechnet, was zu einer leichten Verzögerung beim Anstieg des DH-Wasserspiegels führt.

Am Anfang der Phase 2 wird der Kühlmittelverlust aus dem Primärkreis durch die Notkühlein speisung kompensiert. Die Kernkühlung wird durch einen einphasigen Naturumlauf sichergestellt. Die Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis erfolgt durch das zyklische Öffnen des DH-Abblaseventils aber auch über die entleerten Dampferzeuger, aufgrund des Wärmeverlustes über die DE-Wandungen.

Die Einspeisemassenströme der hybriden Druckspeicher unter einphasigen Bedingungen wurden vom Rechenprogramm in guter Übereinstimmung mit dem Experiment wiedergegeben. Der Temperaturverlauf innerhalb der Behälter und insbesondere die im Versuch beobachtete Temperaturschichtung konnte jedoch nicht wiedergegeben werden, hauptsächlich wegen der numerischen Diffusion im Rechenprogramm. Die Übereinstimmung in Bezug auf den Zeitpunkt zur Abschaltung der Einspeisung aus dem H-SIT-2 nach dem Erreichen des entsprechenden Temperaturkriteriums am Boden des Behälters, ist eher zufällig und abhängig von der gewählten Nodalisierung. Das unterschiedliche Verhalten beider Druckspeicher (H-SIT-1 speiste etwa 1.500 s länger als H-SIT-2 ein) konnte von den Experimentatoren nicht geklärt werden. Denkbar wäre ein hoher Druckverlust in der Einspeiseleitung von H-SIT-1 wegen einer nicht vollständigen Öffnung des Einspeiseventils FCV-SIS1-01 /CHO 18/.

Das Verhalten der hybriden Druckspeicher unter zweiphasigen Bedingungen konnte vom Rechenprogramm nicht reproduziert werden. Während im Versuch der Primärdruck

und der Wasserstand im Druckhalter bis  $t \sim 14.800$  s weiter fallen, steigt in der Rechnung der DH-Wasserstand ab  $t \sim 13.800$  s kontinuierlich bei einem etwas konstanten Primärdruck, hauptsächlich wegen einer Unterschätzung der Dampfkondensation an der Gemischspiegeloberfläche innerhalb der SIT-Behälter. Dadurch wird die treibende Kraft stärker und die Einspeisemassenströme höher als im Versuch.

Zum Teil wegen der erhöhten Einspeiseraten, aber hauptsächlich wegen der numerischen Diffusion, wird die im Versuch beobachtete thermische Stratifizierung in der Rechnung nicht wiedergegeben. Die Temperaturen im unteren Bereich der SIT-Behälter 3 und 4 steigen sehr schnell, und das Temperaturkriterium zur Unterbrechung der SIT-Einspeisung wird in der Rechnung deutlich früher als im Experiment erreicht.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass das Rechenprogramm wesentliche Phänomene und Vorgänge des Versuchs B2.1 realitätsnah nachbilden kann, u. a.:

- Druckverlauf und Kühlmittelverteilung im Primärkreis bis zur ersten Kernaufheizung am Ende der Phase 2
- Ausströmraten durch das DH-Abblaseventil (PORSV) und durch die sekundärseitigen Sicherheitsventile
- Abbruch des Naturumlaufs im Primärkreis und Freiblasen des Pumpenbogens im Loop 1B
- Wirksamkeit der passiven H-SIT-Einspeisung unter einphasigen Bedingungen

Der Betrieb der hybriden Druckspeicher unter zweiphasigen Bedingungen konnte jedoch nicht richtig simuliert werden. Weder die Dampfkondensation an der Wasserspiegeloberfläche noch die Temperaturschichtung innerhalb der H-SIT-Behälter wurden vom Rechenprogramm korrekt erfasst. Dadurch wurde der Temperatur-Grenzwert zur Abschaltung der Einspeisung deutlich früher erreicht, was zu einer geringen Menge Notkühlwasser und einer deutlich früheren zweiten Kernaufheizung als im Experiment geführt hat.

#### **4.2.5 Nachrechnung des Versuchs B3.1**

##### **4.2.5.1 Kurze Versuchsbeschreibung**

Test B3.1 ist ein an der ATLAS-Anlage experimentell simulierter Abriss (2F-Bruch) der Volumenausgleichsleitung. Die Leckagefläche beträgt 11,4 % der Querschnittsfläche eines kalten Strangs; der experimentell simulierte Störfall ist als „Intermediate Break Loss Of Coolant Accident“ (IBLOCA) klassifiziert. Test B3.1 besteht aus zwei verschiedenen Versuchsläufen:

- Run 1: Alle vier Druckspeicher (SIT - Safety Injection Tank) verfügbar
- Run 2: Drei von vier SITs verfügbar (nicht verfügbar: SIT2), leicht erhöhte Hochdruckeinspeisung im Vergleich zu Run 1

Neben diesen wesentlichen Punkten unterscheiden sich die Anfangs- und Randbedingungen der beiden Läufe nur geringfügig (z. B. hinsichtlich der Kernleistung, des Primärkreisdrucks etc.).

Ziel von Test B3.1 ist die Untersuchung der während des IBLOCA auftretenden thermohydraulischen Phänomene und die Bewertung der Effektivität der eingesetzten Sicherheitseinspeisesysteme. Run 2 mit einem abgesperrten SIT dient im Vergleich mit Run 1 zusätzlich der Untersuchung des Einflusses einer asymmetrischen Notkühlein-speisung /BAE 18/.

Beide Versuchsläufe begannen mit dem Einstellen der spezifizierten Randbedingungen. Nachdem diese erreicht wurden, wurde die Anlage für knapp 30 min im stationären Betrieb gefahren, bevor die transienten Versuche durch das Öffnen des Bruchventils und gleichzeitige Schließen des Absperrventils zum Druckhalter eingeleitet wurden.

Die Nachrechnungen beider Versuchsläufe wurden mit der aktuellen Codeversion ATHLET 3.2 durchgeführt /OEC 18c/, /AUS 18/, /CRO 18/.

#### **4.2.5.2 Wesentliche Erkenntnisse**

Die zeitlichen Verläufe der primärseitigen Drücke sind für Run 1 und Run 2 in den Experimenten recht ähnlich und wurden von den Simulationen qualitativ und quantitativ zufriedenstellend wiedergegeben /AUS 18/. Die Verläufe der sekundärseitigen Drücke werden in den Simulationen qualitativ reproduziert, allerdings ist das in den Experimenten beobachtete asymmetrische Verhalten von DE-1 und DE-2 in den Simulationen deutlich schwächer ausgeprägt. Das sekundärseitige Sicherheitsventil MSSV (Main Steam Line Safety Valve) öffnet in beiden Simulationen wie in den Experimenten genau einmal, danach sinkt der Sekundärkreisdruck langsam ab, da die von der Primär- auf die Sekundärseite übertragene Wärmeleistung abnimmt und nach gut 100 s sogar negativ wird. Dieser sogenannte „Reverse Heat Transfer“ /BAE 18/, bei welchem die DEs den Primärkreis heizen, tritt in beiden Versuchsläufen auf und wurde vom Rechenprogramm wiedergegeben.

Die Leck-Ausströmraten sind in beiden Versuchsläufen quantitativ und qualitativ recht ähnlich; die ATHLET-Simulationen geben die Experimentalwerte gut wieder.

Während die Hochdruck-Einspeiserate als konstanter Wert vorgegeben ist, hängen die SIT-Einspeiseraten von den Drücken an den Einspeisestellen im RDB-Downcomer ab. Der Zeitpunkt des Einsetzens der SIT-Einspeisung wird in den Simulationen gut getroffen. Auch das intermittierende Verhalten kann in den Simulationen beobachtet werden, wenngleich mit anderer Frequenz als in den Experimenten.

Ein in den Experimenten beobachteter Effekt, der in den Simulationen nicht nachgebildet wird, ist das unterschiedliche partielle Verstopfen des Pumpenbogens von CL-1B mit flüssigem Wasser. Während in Experiment B3.1 Run 1 die beiden Pumpenbögen von CL-1A und CL-1B frei bleiben, wird der Pumpenbogen von CL-1B in Run 2 teilweise blockiert. In den Simulationen ist der Pumpenbogen von CL-1B sowohl in Run 1 als auch in Run 2 blockiert. Die Gründe für diese Asymmetrie in den Simulationen (insbesondere in Run 1 mit symmetrischer SIT-Einspeisung), wurden bisher nicht untersucht.

Zusammenfassend lässt sich feststellen, dass die folgenden wesentlichen in den Experimenten beobachteten Phänomene in der Simulation nachgebildet werden konnten:

- Zeitlicher Verlauf des Primärkreisdrucks und damit zusammenhängend die Zeitpunkte des Öffnens und Schließens des sekundärseitigen Sicherheitsventils MSSV sowie der Beginn der SIT-Einspeisung
- „Reverse Heat Transfer“: Wärmetransport von der Sekundär- auf die Primärseite
- Zyklisches Verhalten des Systems (z. B. zyklische Druckschwankungen) mit intermittierender SIT-Einspeisung, verursacht durch Akkumulation flüssigen Kühlmittels in der Bruchleitung
- Ausreichende Kernkühlung (kein Dry-Out), auch bei abgesperrtem SIT-2

Folgende Phänomene konnten nicht nachgebildet werden:

- Asymmetrisches Verhalten der SIT-Einspeisung (frühzeitiges Einspeisen von SIT-1), verursacht durch abgesperrten SIT-2 in Run 2; in der Simulation speisen im Gegensatz zum Experiment alle verfügbaren SITs zeitgleich ein.
- Das zyklische Verhalten des Systems und die intermittierende SIT-Einspeisung treten zwar auch in der Simulation auf, allerdings ist die „Schwingungsfrequenz“ im Experiment eine andere.

## **4.2.6 Nachrechnung des Versuchs B3.2**

### **4.2.6.1 Ziel des Experiments**

Das Sicherheitskonzept des APR1400, Referenzreaktor für die ATLAS-Versuchsanlage, sieht vier SIT vor, die über je eine DVI-Leitung mit dem Ringraum des Reaktordruckbehälters (RDB) verbunden sind. Bei den SITs handelt es sich um Druckspeicher, die mittels Stickstoffpolster unter einem Druck von ca. 43 bar stehen. In zwei der vier DVI-Leitungen speisen außerdem Sicherheitseinspeisepumpen zusätzliches Kühlmittel ein (SIP, Safety Injection Pump) /BUC 19b/.

Der Versuch B3.2 beschreibt einen Bruch einer DVI-Leitung. Weiterhin steht nur eine der zwei Sicherheitseinspeisepumpen zur Verfügung (Einzelfehler). Bei dem Bruch handelt es sich um ein mittleres Leck (IBLOCA) /BAE 19/. Die Leckposition ist in Abb. 4.56 dargestellt. Der Bruch befindet sich in der DVI-Leitung 3. Gegenüber, in DVI-Leitung 1, speist die verbliebene Sicherheitseinspeisepumpe ein. Es stehen damit auch nur die SITs 1, 2 und 4 zur Verfügung /BUC 19b/.

Für die Simulation des Bruchs wurde an die DVI-3-Anschlussstelle am RDB eine Bruchleitung angeschlossen, die den RDB mit einem Kondensationsbehälter (Condensations Tank) verbindet. Innerhalb der Leitung befindet sich eine Düse mit einer Querschnittsfläche von ca. 1,8 cm<sup>2</sup>. Gestartet wurde das Experiment mit dem Öffnen einer weiter stromabwärts befindlichen Armatur /BUC 19b/.

Vor dem eigentlichen Experiment wurde eine „blinde“ Voraussrechnung auf der Basis der Versuchsspezifikationen durchgeführt /OEC 18b/. Sowohl für die Voraussrechnung als auch für die Nachrechnung des Versuchs wurde die aktuelle Code-Version ATHLET 3.2 verwendet /BUC 19b/.

### **4.2.6.2 Wesentliche Erkenntnisse**

Bei der „blinden“ Voraussrechnung des Versuchs B3.2 wurden die Drücke im Primär- und Sekundärkreis sowie die Massenströme des Lecks und des Notkühlsystems gut bis sehr gut vorausberechnet, was die Vorhersagefähigkeit des Rechenprogramms untermauert /OEC 18b/.

Der berechnete Füllstand im Kern zwischen 400 und 600 s in der Vorausrechnung war jedoch zu niedrig. In Folge des zu geringen Füllstands im Kern kommt es teilweise im Kern zum Filmsieden und damit zu einer sehr starken Erhöhung der Hüllrohrtemperaturen. Während auch in den experimentellen Daten eine kurze Erhöhung der Hüllrohrtemperaturen zum Zeitpunkt des kleinsten Füllstand bei ca. 400 s zu erkennen ist, ist sie in der Vorausrechnung sehr stark ausgeprägt aber in der Nachrechnung nicht aufgetreten. Ein Grund ist hier die Berechnung der Zwischenphasenreibung im Kernbereich und am Kernaustritt.

Durch Nutzung des CW MODELUNC und des darin enthaltenen Parameters OIBUN zur Berechnung der Zwischenphasenreibung in Bündelgeometrien /AUS 17a/, /LER 16a/, /LER 16b/, /AUS 16a/ wurde eine Parameterstudie durchgeführt, um den Einfluss der Zwischenphasenreibung auf die berechneten Hüllrohrtemperaturen zu untersuchen /BUC 19b/.

Je größer OIBUN, desto kleiner ist die Zwischenphasenreibung. Je geringer die Zwischenphasenreibung im Kern, desto weniger stark reißt die aufsteigende Dampfströmung Wasser mit sich. Als Konsequenz wird der Füllstand mit steigendem OIBUN immer kleiner. Der kleiner werdende Füllstand führt ab einem bestimmten Punkt zum Auftreten von Filmsieden in den Kernkanälen, sodass die kurzzeitige Kernaufheizung auch in den ATHLET-Rechnungen auftritt. Der dazu notwendige Parameter OIBUN von mindestens 3,0 ist allerdings größer als der maximale Wert, der üblicherweise in Unsicherheitsanalysen verwendet wird (maximal 2,5).

In eine ähnliche Richtung geht die Modellierung der oberen Kerngitterplatte als Verbindung des oberen Kernbereichs mit dem oberen Plenum des Reaktordruckbehälters. Im ATHLET-Datensatz wird die Verbindung mit einem Single Junction Pipe (SJP) dargestellt. Wird für dieses SJP die Driftoption JDRIFT = 2 gewählt (vertikale Bündelgeometrie), wie in der Vorausrechnung, so wird die Zwischenphasenreibung in dieser Leitung zu groß angenommen: weniger Wasser aus dem oberen Plenum fällt dadurch nach unten in den Kern zurück. Bei der in der Nachrechnung verwendeten Option JDRIFT = 1 (für u. a. vertikale Leitungen, d. h. kein Bündel) ist die Zwischenphasenreibung geringer. Im Gegensatz zur Vorausrechnung kann nun mehr Wasser in den Kern fallen. In der Konsequenz ist der Füllstandsabfall im Kern bei der Wahl von JDRIFT = 1 deutlich geringer als bei JDRIFT = 2 /BUC 19b/.

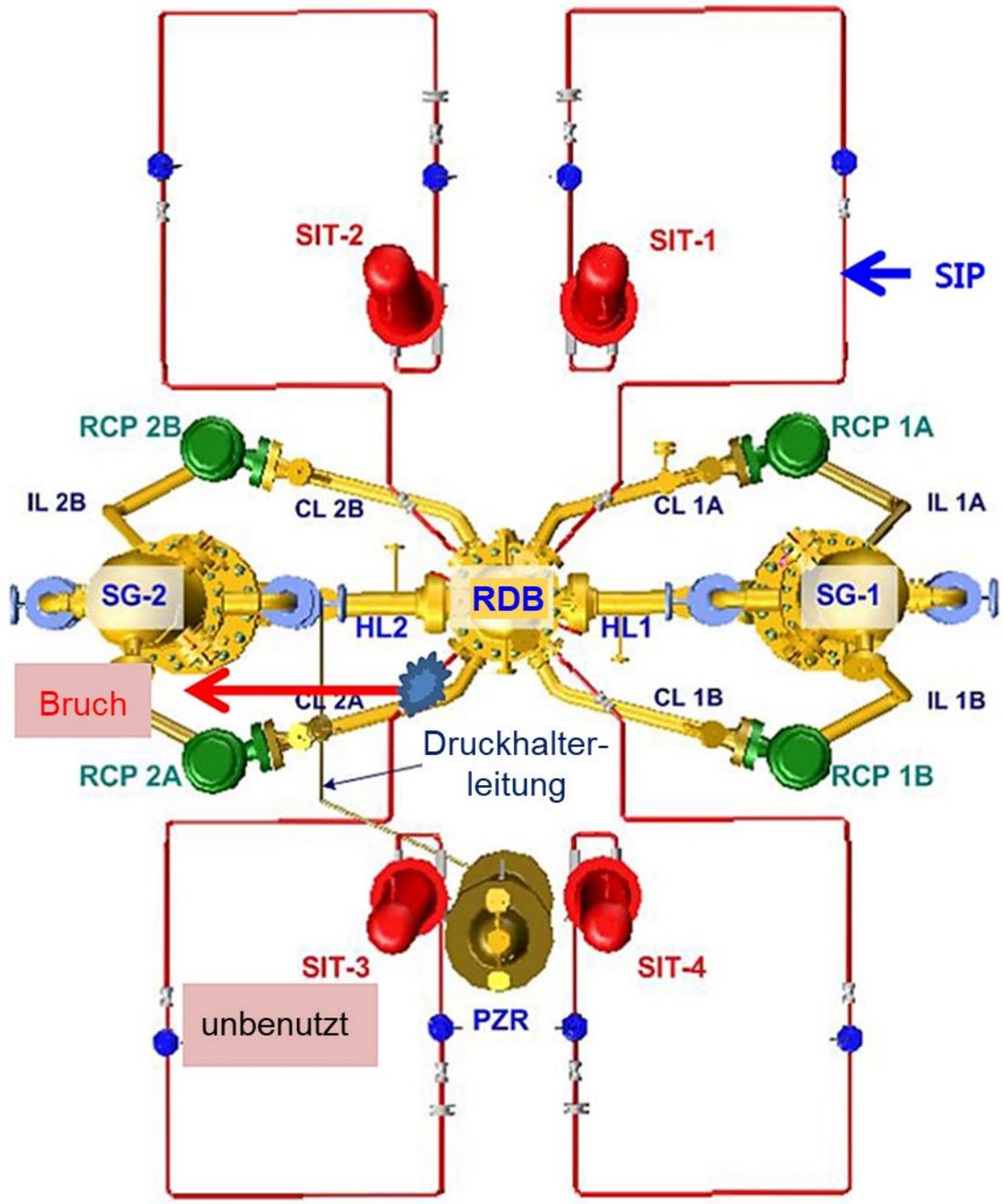


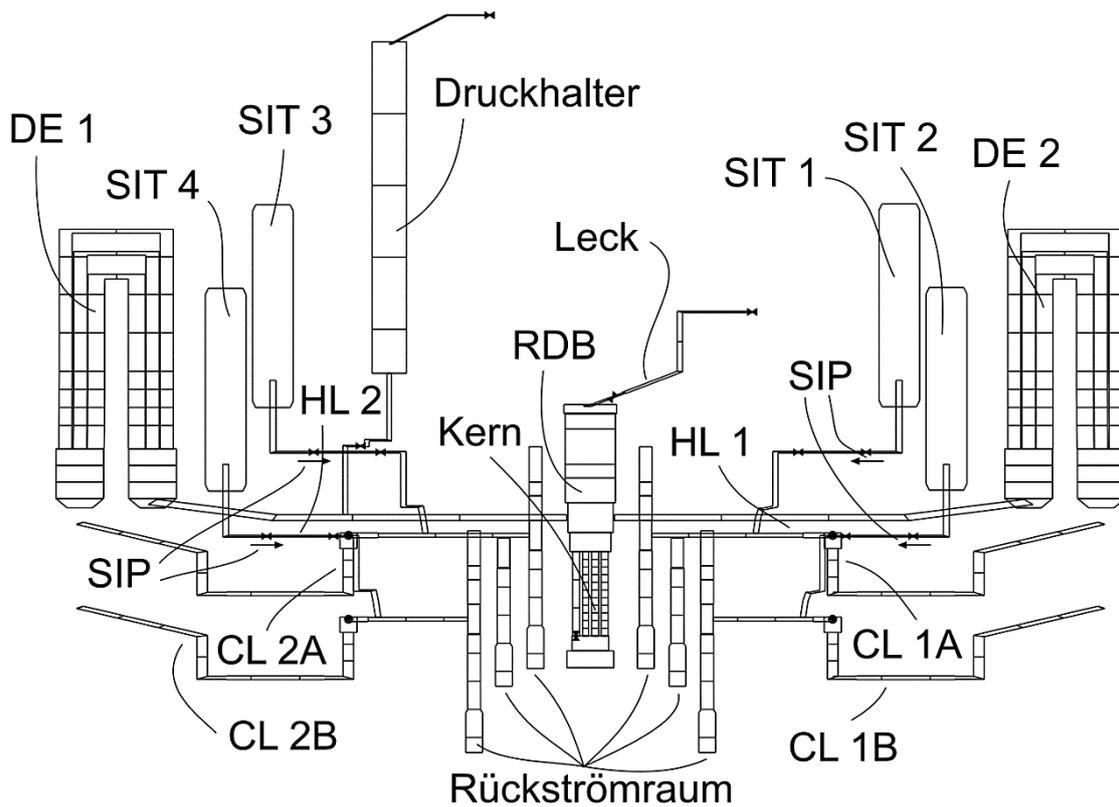
Abb. 4.56 Konfiguration für den Versuch B3.2 /BAE 19/

#### 4.2.7 Teilnahme an der ATLAS-2-Benchmark-Rechnung

Weiterhin wurde der Versuch B5.1 (Leck im oberen Bereich des Reaktordruckbehälters, „RPV Upper Head Break Accident“) im Rahmen eines Benchmarks blind nachgerechnet (d. h. es waren nur die Anfangs- und Randbedingungen bekannt, jedoch keine Messdaten des Versuchs). Dieses Experiment ist das Gegenstück zum LSTF-Test SB-PV-07. Für die Vorausrechnungen wurde der vorhandene ATLAS-Datensatz um die entsprechende Leckleitung (s. Abb. 4.57) erweitert. Das Leck hat einen Querschnitt von ca. 23 mm<sup>2</sup>.

Während des Versuchs sind zwei Notfallmaßnahmen vorgesehen: Die erste beinhaltet den Start der Hochdruckeinspeisung über die Sicherheitseinspeisepumpen (SIP in Abb. 4.57) bei Erreichen einer Kernaustrittstemperatur von 623 K (ca. 350 °C). Die zweite Maßnahme ist die Druckentlastung der Sekundärseite durch vollständiges Öffnen der Abblaseventile beider Dampferzeuger, wenn der Primärdruck 4 MPa erreicht.

Die Vorausrechnungen wurden mit ATHLET 3.2 durchgeführt und mittels einer wiederholten Nachrechnung des oben genannten LSTF-Tests auf Plausibilität geprüft. Ausgewählte Größen wie Primär- und Sekundärdrücke, Füllstände im Reaktordruckbehälter, Druckspeicher (SIT) oder Pumpenbögen, Temperaturen sowie Massenströme und Leistungen wurden in Form von Tabellen an die Organisatoren des Benchmarks zusammen mit Informationen zum verwendeten Code und gewählter Nodalisierung gesendet. Zusammen mit den Ergebnissen der anderen Benchmarkteilnehmer werden diese dann mit den experimentellen Daten des Versuchs verglichen und die Abweichungen der Rechnungen vom Experiment jedes Teilnehmers durch die Organisatoren ausgewiesen.



**Abb. 4.57** Nodalisierung für den Versuch ATLAS B5.1

#### 4.2.8 Zusammenfassende Bewertung

Insgesamt wurden 6 Versuche aus den experimentellen Vorhaben ATLAS und ATLAS-2 zur ATHLET-Validierung herangezogen: vier Experimente zur Thematik „Mittlere Lecks“, ein Experiment mit passiver Notkühlein speisung (B2.1) sowie ein Versuch mit kleinem Leck und sekundärseitiger Druckabsenkung als Notfallmaßnahme (B5.1). Letzterer ist Gegenstand einer analytischen Benchmark-Rechnung im Rahmen des OECD/NEA-Projekts ATLAS-2.

Die Nachrechnungen zu den Versuchen mit mittleren Lecks, konnten die experimentellen Ergebnisse im Allgemeinen gut wiedergeben. Wesentliche Phänomene wurden vom Rechenprogramm korrekt erfasst, u. a.:

- Druck- und Temperaturverlauf im Primärkreis
- Leckmassenstrom (bis auf Versuch B3.2)
- Dampfkondensation in den kalten Strängen während der Druckspeicher-Einspeisung in den kalten Strängen
- Dauer und Amplitude der Kernaufheizung für die Versuche mit mittleren Lecks im kalten Strang

Aus dem Versuch B3.1 (Bruch der Volumenausgleichsleitung) konnten wichtige Phänomene durch das Rechenprogramm wiedergegeben werden, insbesondere die intermittierende SIT-Einspeisung und die umgekehrte Wärmeübertragung von der Sekundärseite auf die Primärseite der Dampferzeuger. Das im Run 2 beobachtete, asymmetrische Verhalten der Druckspeicher wurde jedoch nicht reproduziert.

Das kurzzeitige Filmsieden im Kern, das im Versuch B3.2 (Bruch einer Notkühl-Einspeisung) beobachtet wurde, wurde von ATHLET nicht simuliert. Erst mit Variation der Zwischenphasenreibung im Kern konnte dieses Phänomen nachvollzogen werden. Eine Modellierungsempfehlung kann hieraus allerdings nicht abgeleitet werden, da der entsprechende Parameter zu stark angehoben werden musste. Es lässt sich allerdings folgern, dass der Versuch sensitiv auf die Zwischenphasenreibung reagiert (auch hinsichtlich des Driftmodells für den Kernaustritt).

Auch die integral ausgetretene Leckmasse in diesem Versuch stimmte nicht mit der Simulation überein. Hier konnte eine Differenz von ca. 100 kg beobachtet werden. Als Grund konnte hier die etwas zu frühe Umschaltung zwischen Wasser- und Dampfausströmung identifiziert werden, da der Ringraumfüllstand etwas schneller abfällt als im Experiment.

Die Teilnahme an der Benchmark-Rechnung hat dazu beigetragen, das Vertrauen an der Voraussagefähigkeit des Rechenprogrammes zu erhöhen. Im Allgemeinen stimmten die Ergebnisse der Vorausrechnung gut mit den experimentellen Werten überein.

## **4.3 Weitere Validierungsrechnungen**

### **4.3.1 Nachrechnung der ROSA/LSTF-Versuche SB-HL-12 und SB-PV-07**

#### **4.3.1.1 Einleitung**

In beiden von der OECD/NEA geförderten Versuchsprogrammen PKL und ATLAS war vorgesehen, Counterpart-Tests zu Versuchen in anderen experimentellen Anlagen durchzuführen, um Skalierungseffekte zu untersuchen. Zu diesem Zweck hat der japanische Projektpartner JAEA eine Reihe von Versuchen vorgeschlagen, die in der japanischen Versuchsanlage ROSA/LSTF in der Vergangenheit durchgeführt worden sind /TAK 15/, /TAK 17/.

Aus der Liste von möglichen Counterpart-Tests, die u. a. Versuche zu kleinen und mittleren Lecks sowie einen Test mit Station Blackout beinhaltet, wurden im Rahmen des OECD-PKL-3-Projekts zwei ROSA/LSTF-Versuche zu kleinen Lecks, LSTF SB-CL-32 und SB-HL-12, ausgewählt. Auf der Basis dieser Versuche wurden dann die Versuchsspezifikationen für die PKL-Versuche H1.1 bzw. H1.2 abgeleitet /SCH 16a/. Der Versuch SB-CL-32 (Leck im kalten Strang) wurde bereits im Rahmen des vorhergehenden Vorhabens RS1518 nachgerechnet /HOL 16/.

Der LSTF-Versuch SB-HL-12 simulierte ein 1%-Leck im heißen Strang einer DWR-Anlage unter der Annahme eines totalen Ausfalls der Hochdruckeinspeisung. Als Notfallschutzmaßnahme wurde eine sekundärseitige Druckentlastung eingeleitet, sobald die gemessene Hüllrohrtemperatur den Wert 600 K erreicht hat. Aufgrund eines Fehlers bei der Isolierung der Druckspeicher am Ende der Notkühleinspeisung wurde Stickstoff in den Primärkreislauf eingespeist /TAK 16/.

Gegenstand des Versuchs LSTF SB-PV-07, der auch als Counterpart-Test zum Versuch B5.1 im OECD-ATLAS-2-Projekt dient, war ein 1%-Leck im Deckelraum des Reaktordruckbehälters mit Totalausfall der Hochdruckeinspeisung. Als Maßnahmen des internen Notfallschutzes waren zuerst eine manuell eingeleitete Notkühleinspeisung, nachdem die gemessene Kernaustrittstemperatur den Wert 623 K erreicht hat, und anschließend eine sekundärseitige Druckabsenkung bei einem Primärdruck von 4 MPa vorgesehen /TAK 18/. Auch in diesem Versuch wird Stickstoff nach der Entleerung der Druckspeicher in den Primärkreislauf eingespeist.

Ziel der Nachrechnungen der LSTF-Versuche SB-HL-12 und SB-PV-07 mit ATHLET war es, neben der Erweiterung der Datenbasis zur Codevalidierung für Störfälle mit kleinen Lecks, die Skalierbarkeit der Rechenergebnisse mit Berücksichtigung der Ergebnisse aus den Counterpart-Tests PKL III H1.2 bzw. ATLAS B5.1 zu untersuchen. Des Weiteren ermöglichen beide Versuche eine Überprüfung der Modellierung von nicht-kondensierbaren Gasen in ATHLET und deren Auswirkung auf die Wärmeübertragung in den Dampferzeugern.

#### **4.3.1.2 Modellierung der Versuchsanlage LSTF mit ATHLET**

Als Basis-Datensatz für beide Nachrechnungen diente der ATHLET-Eingabedatensatz, der für die Nachrechnung des Versuchs SB-CL-32 verwendet wurde /HOL 16/.

Abb. 4.58 zeigt die verwendete Nodalisierung für den Stabbündelbehälter. Mit Ausnahme der Heizstäbe sind wegen der besseren Übersichtlichkeit die Wärmeleitobjekte in diesen Abbildungen nicht dargestellt.

Der Kernbereich wird mit zwei konzentrischen, ringförmigen Kanälen mit Querverbindungen („Cross-Connection Pipe“ PV-CORE-CC) simuliert. Der innere Kernring (PV-CORI) beinhaltet die hoch- und mittelbelasteten Bündel 13 bis 20 und 21 bis 24. Die niedrigbelasteten Bündel werden im Außenring PV-CORO zusammengefasst. Das obere Plenum bis zu den Austrittstutzen der heißen Stränge wird entsprechend aufgeteilt (PV-UPI-1 und -2, PV-UPO-1 und -2). Die 8 Steuerstabführungsrohre werden mit den Objekten PV-BYP-UHI und PV-BYP-UHO (Innen- bzw. Außenring) dargestellt.

Entsprechend dem radialen Leistungsprofil im Kern wurden aus den 1.008 elektrisch beheizten Heizleitern 3 Stabgruppen gebildet: 360 hochbelastete Stäbe (radialer Leistungsfaktor = 1,51), 180 mittelbelastete Stäbe (Leistungsfaktor = 1,00) und 468 niedrigbelastete Stäbe (Leistungsfaktor = 0,66). Die Heizstäbe werden ihrerseits den Kernkanälen nach dem Leistungsverhältnis im Nennbetrieb (70:30) zugeordnet. In der axialen Richtung wird der aktive Kernbereich in 9 Zonen aufgeteilt.

Zwei identifizierte Kernbypässe in der Testanlage wurden nachgebildet /JAE 03/:

– **Deckelraumbypass**

Dieser Bypass beträgt 0,3 % des gesamten Kernmassenstroms und besteht aus 8 Sprühdüsen zwischen Ringraum und Deckelraum (PV-DC-A-4 und PV-DC-B-4 in Abb. 4.58) sowie den Steuerstabführungsrohren.

– **Bypass Ringraum – Heiße Stränge**

Dieser Bypass beträgt insgesamt 0,2 % des Kernmassenstroms und simuliert den Reaktorbypass an der Durchführung des heißen Strangs durch den Ringraum. Er wird mit Standard-Pipes (PV-BYP-HLA und PV-BYP-HLB) simuliert.

Im Datensatz ist ein zusätzlicher Kernumgehungspfad zwischen Ringraum und oberem Plenum vorgesehen (PV-BYP-DCA und PV-BYP-DCB). Dieser Bypass kann aufgrund von Toleranzen am Umfang der Sprühdüsen und aufgrund von Undichtigkeiten bestehen. Der Strömungsquerschnitt ist nicht bekannt und hängt von der thermischen Ausdehnung des Druck- und Kernbehälters sowie von deren mechanischen Belastung ab. Als eine erste Abschätzung wird für diesen Bypass, ähnlich wie bei der Nachrechnung des Versuchs SB-PV-09, ein Massenstrom von etwa 100 g/s bei Nennbetrieb angenommen. Die Nachrechnung des Versuchs SB-PV-09 hat gezeigt, dass dieser Bypass einen beträchtlichen Einfluss auf die Simulation der Kernfreilegung haben kann /AUS 10a/.

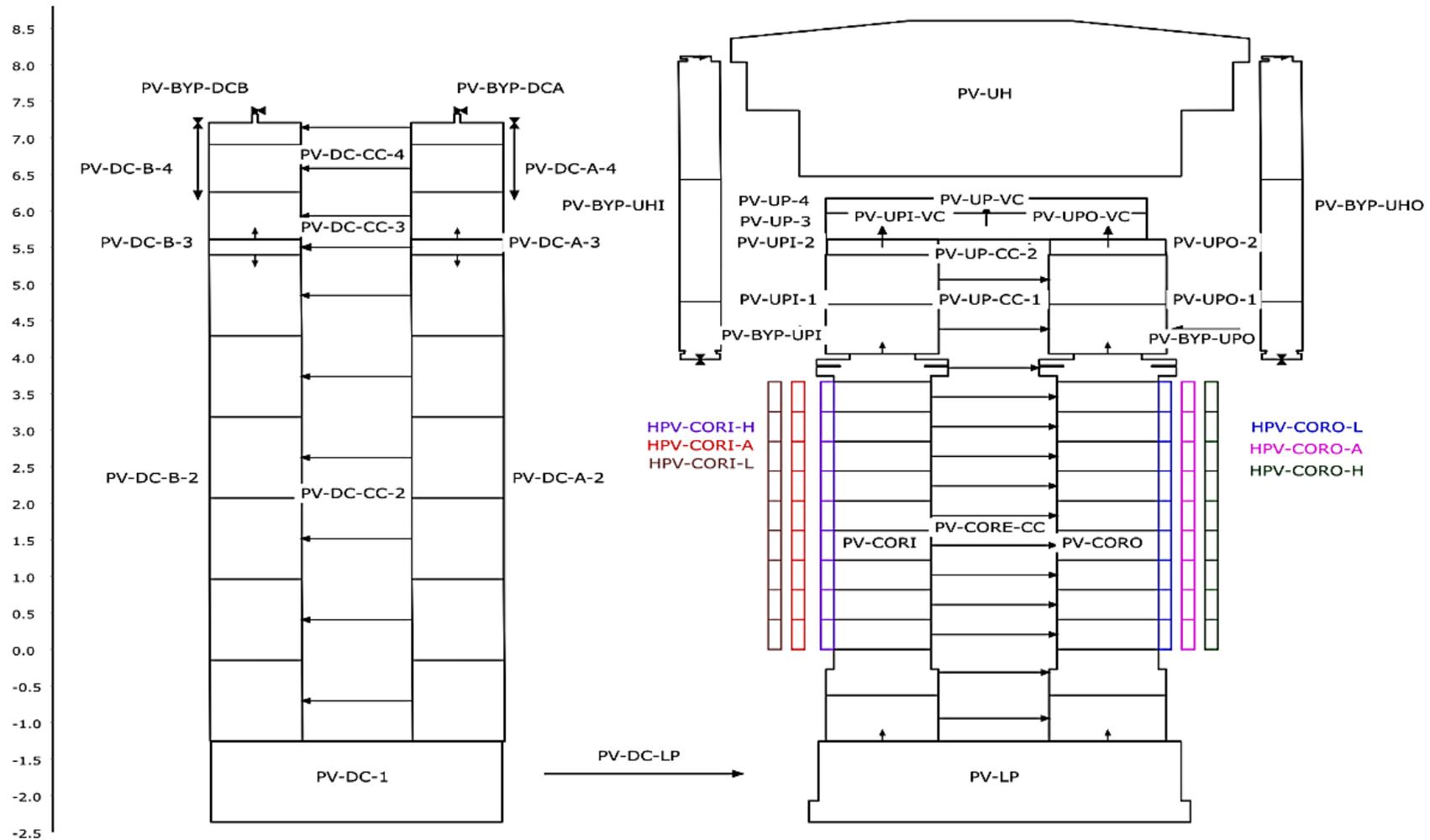
Die Nodalisierung der Primärkreisläufe und des Sekundärkreises (Abb. 4.59) gleicht derjenigen die für die Nachrechnung des Versuchs LSTF -PV-09 verwendet wurde. Das Sekundärsystem wird als offenes System behandelt, d. h. Frischdampfentnahme und Speisewasserzufuhr der Dampferzeuger werden als Randbedingungen vorgegeben bzw. mit GCSM-Modellen berechnet.

Die U-Rohre der Dampferzeuger werden im Allgemeinen durch eine Zweikanal-Modellierung dargestellt, um ein unterschiedliches Umlaufverhalten der längeren gegenüber den kürzeren U-Rohren realitätsnah zu simulieren. Unter Einhaltung der Wärmeaustauschfläche werden dabei das oberste und unterste U-Rohrniveau (57 bzw. 84 U-Rohre) repräsentiert.

Die Dampferzeugerkammern, die eine starke Querschnittserweiterung gegenüber den benachbarten Komponenten aufweisen, wurden in vier Zonen aufgeteilt, um eine realistische Massenverteilung im Falle einer ausgeprägten Phasenseparation zu erlangen.

Zur Simulation von Speicherwärme bzw. Wärmeverlusten wurden die Wandungen der folgenden Komponenten simuliert: Druckbehälter, Kernmantel, Kühlkreisläufe, Druckhalter, Dampferzeuger und Druckspeicher.

Zur Berechnung der Vorgänge im Primärkreislauf wird im Allgemeinen das Thermofluid-dynamik-Modell mit 6 Grundgleichungen (6-Gleichungsmodell) angesprochen. Ausnahmen bilden der Druckhalter mit der Volumenausgleichsleitung, die Bruchleitung und die hybriden Druckspeicher mit ihren Einspeiseleitungen, für die, wie für den gesamten Sekundärkreis, das 5-Gleichungsmodell (eine Impulsgleichung für das Zwei-Phasen-Gemisch, mit der Anwendung der Drift-Flux-Formulierung zur Bestimmung der relativen Phasengeschwindigkeit) verwendet wird. Zusätzlich wird das Gemischspiegelmodell im Druckhalter, in den Druckspeichern und in den Sekundärseiten der Dampferzeuger angesprochen. Die Simulation der Stickstoff-Einspeisung und -Verteilung im Primärkreis nach dem Entleeren der Druckspeicher ist ebenfalls vorgesehen (CW MULTICOMP).



LSTF: Vessel Configuration for ATHLET

Abb. 4.58 ATHLET-Nodalisation des LSTF-Druckbehälters

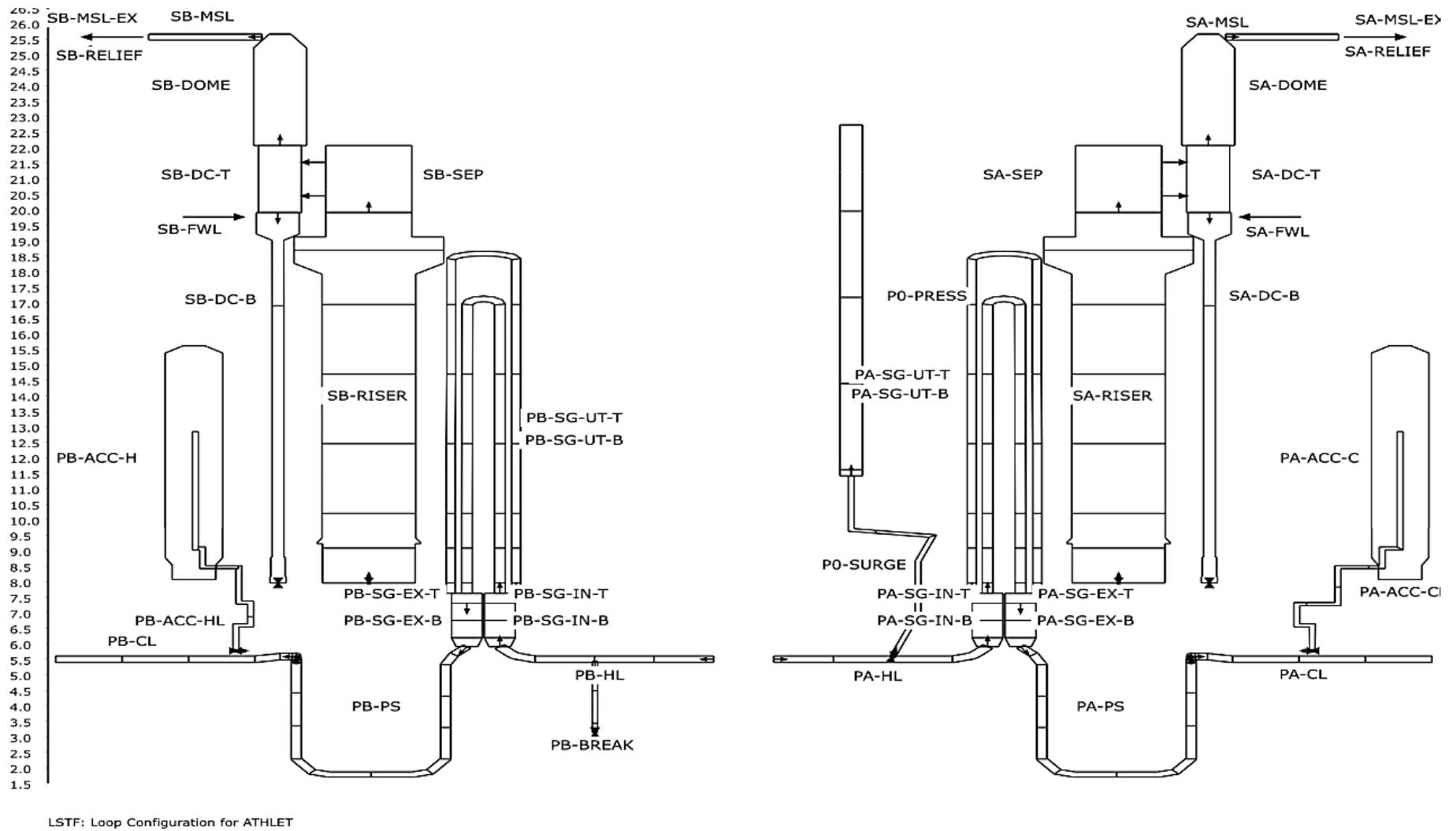


Abb. 4.59 ATHLET-Nodalisierung des Primär- und Sekundärkreislaufs

In den Branch-Objekten mit Anbindung an mehrere Pipe-Objekte, z. B. im Deckelraum, werden das BRANCHING- und das BRANCH2M-Modell zur genaueren Bestimmung der Geschwindigkeitsterme bzw. des Impulseintrags verwendet. Für den Queraustausch zwischen den parallelen Zonen im Kernbereich und im oberen Plenum wird die Option für Querströmung im Bündel (Eingabe JDRIFT = 5) verwendet.

Zur Bestimmung der Reibungsdruckverluste wird die Option „ITPMO = 2“ mit Berechnung der Rohrreibungszahlen als Funktion der Reynolds-Zahl nach Colebrook /AUS 17a/, /LER 16a/, /LER 16b/, /AUS 16a/ im Primärkreis eingesetzt. Im Zweiphasenbereich wird der Martinelli-Nelson-Multiplikator verwendet.

Die Massenaustauschraten im Fluid werden mit dem neuen Modell berechnet, das die Strömungsformen berücksichtigt (Eingabe IGVK = 2). Weiterhin werden die Modelle für Direktkondensation an kalten Oberflächen (Eingabe QGAMC = 1,0) und Direktverdampfung an heißen Oberflächen (Eingabe QGAME = 1,0) angesprochen.

Zur Ermittlung des Wassermittresses am Eintritt und am Austritt der Volumenausgleichsleitung („surge line“) sowie am Eintritt der Bruchleitung wird das T-Junction-Modell eingesetzt.

Die Bruchausströmraten werden mit Hilfe des eindimensionalen Finite-Differenzen-Modells CDR1D in ATHLET bestimmt. Die Eingabedaten für die Ermittlung der Ausströmtablesellen enthalten u. a. den vollen Strömungsquerschnitt der Bruchleitung (ca. 8,7 cm Durchmesser) und den vollen Strömungsquerschnitt der Bruchblende (versuchsabhängig). Der Einschnürfaktor für reine Dampfausströmung beträgt 0,9.

#### 4.3.1.3 Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs SB-HL-12

Die wesentlichen Ergebnisse der Simulation des LSTF-Versuchs SB-HL-12 im Vergleich zu den Messwerten (in Rot) werden in Abb. 4.60 bis Abb. 4.68 dargestellt. Auch hier werden die Ergebnisse normiert aufgrund der Vertraulichkeit der Messdaten.

Die berechnete Sequenz der wichtigsten Ereignisse ist in der Tab. 4.5 aufgelistet. Die Simulation wurde mit der Codeversion ATHLET 3.1A durchgeführt /AUS 16b/.

Abb. 4.60 und Abb. 4.61 zeigen die Drücke im Primär- bzw. im Sekundärkreis. Nach der Bruchöffnung sinkt der Primärdruck bei unterkühlter Bruchausströmung rasch ab. Das Signal zur Reaktorschnellabschaltung wird bei etwa  $t = 52$  s angesprochen, was zur Abschaltung der Hauptkühlmittelpumpen und zur sekundärseitigen Isolierung der Dampferzeuger führt. Gleichzeitig wird die Bündelleistung auf die skalierte Nachzerfallsleistung verringert. Die oberen Bereiche des Primärkreises erreichen den Sättigungszustand etwa 200 s nach Beginn der Transienten. Mit der Isolierung der Dampferzeuger nach der Auslösung des RESA-Signals steigt der Sekundärdruck bis zum Ansprechdruck der Entlastungsventile Abb. 4.61. Dieser Anstieg wird dann durch ein mehrmaliges Ansprechen der Ventile begrenzt.

Ab ca. 800 s nach Störfallbeginn wird die Bruchleitung freigelegt, und einphasiger Dampf strömt aus dem Primärkreis Abb. 4.62. Mit dem kontinuierlichen Kühlmittelverlust sinkt der Wasserspiegelstand im Reaktordruckbehälter und ein erster Anstieg der Hüllrohrtemperaturen wird bei etwa  $t = 1.300$  s beobachtet Abb. 4.63. Entsprechend steigt auch die Kühlmitteltemperatur am Kernaustritt, und der Sollwert zur Einleitung der vorgesehenen Notfallmaßnahme (vollständige Öffnung der DE-Abblaseventile) wird bei  $t = 1.368$  s erreicht, etwa 20 s später als im Versuch. Mit der raschen sekundärseitigen Druckabsenkung sinkt auch der Primärdruck Abb. 4.61 und Abb. 4.60. Das daraus resultierende Aufschäumen des Kühlmittels im Kernbereich reicht aus, um das Brennstab-bündel in weniger als einer Minute vollständig abzukühlen.

Der Wasserstand im Kernbereich sinkt weiter und kurze Zeit danach wird das Bündel wieder freigelegt. Diese zweite Phase der Kernaufheizung wird vom Rechenprogramm in guter Übereinstimmung mit dem Experiment wiedergegeben Abb. 4.64.

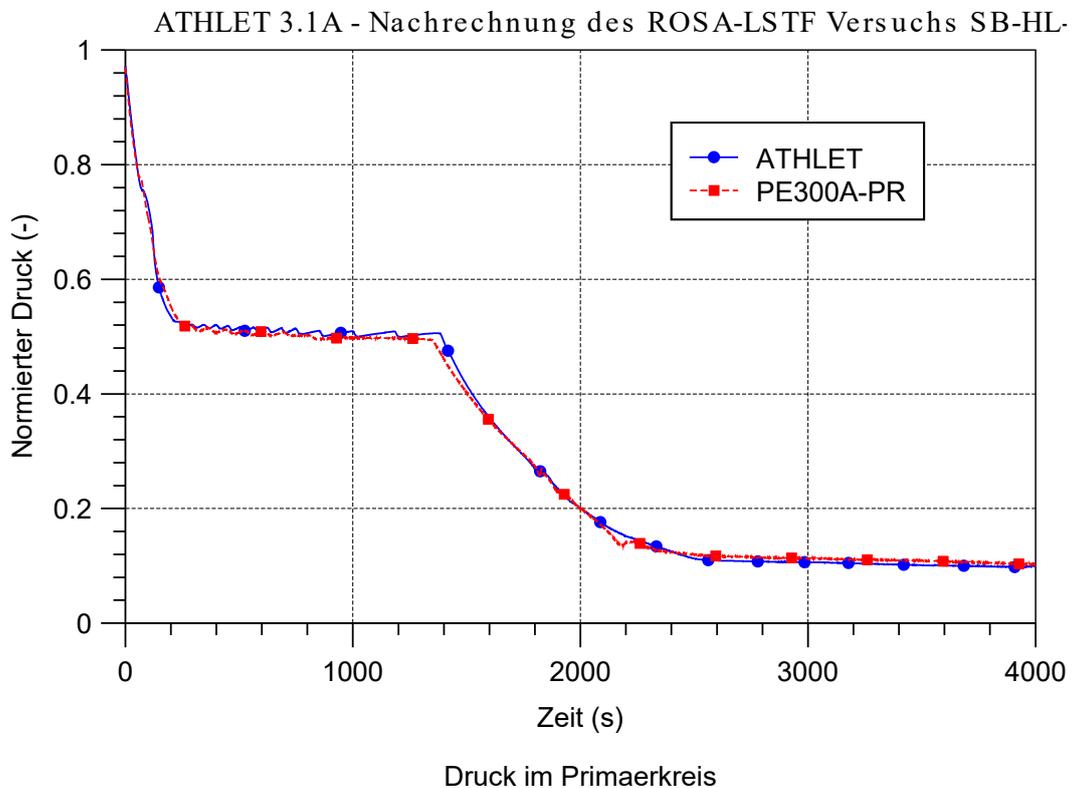
In der Zwischenzeit ist der Primärdruck unterhalb des Ansprechdruckes der Notkühlein-  
speisung gefallen. Unmittelbar nach dem Beginn der DSP-Einspeisung bei  $t = 1.757$  s  
Abb. 4.60 und Abb. 4.67 sinkt der Wasserstand im Bündelbereich kurzzeitig noch tiefer  
aufgrund der Dampfkondensation in den kalten Strängen und im Ringraum Abb. 4.64.  
Die starke Dampfkondensation führt auch zum Freiblasen der Pumpenbögen Abb. 4.65  
und zur Verlagerung von Kühlmittel in Richtung Kern. Beide Phänomene wurden vom  
Rechenprogramm richtig erfasst. Bei etwa  $t = 1.825$  s ist der Kern vollständig wiederbe-  
netzt ( $t = 1.831$  s im Versuch, Abb. 4.64).

Danach füllt sich der Primärkreis bis zur Entleerung der Abb. 4.66 allmählich. Mit der  
kontinuierlichen Einspeisung von Stickstoff und dessen Ansammlung in den oberen Be-  
reichen des Reaktorkühlkreislaufes, verschlechtert sich die Wärmeabfuhr über die  
Dampferzeuger. Dadurch kann der Primärdruck den Sekundärdruck nicht mehr folgen  
Abb. 4.60 und Abb. 4.61 und der Sollwert zum Start der Niederdruckeinspeisung wird  
nicht erreicht. Mit dem kontinuierlichen Kühlmittelverlust wird das Brennstabbündel ein  
drittes Mal freigelegt. Die Hüllrohrtemperaturen steigen rasch bis zum Erreichen des  
Grenzwertes zur Auslösung des LSTF-Kernschutzsystems Abb. 4.63, was zu einer Lei-  
stungsreduktion und schließlich zur Abschaltung der Bündelleistung und zum Ende des  
Versuchs führt.

Zur Illustration zeigt Abb. 4.68 den berechneten Zustand der Primärkreisläufe der Anlage  
am Ende des Versuchs. Auf dem linken Diagramm ist die Kühlmittelverteilung in **Blau**  
dargestellt, auf dem rechten Diagramm die Stickstoffverteilung in **Grün** dargestellt. An-  
ders als im PKL-Test H1.2 Run B sammelte sich das Inertgas gleichmäßig in beiden  
Dampferzeugern.

**Tab. 4.5** Chronologie der Ereignisse beim LSTF-Test SB-HL-12

Ereignis	Experiment (s)	ATHLET (s)
Öffnen des Bruchventils	0	0
Signal zur Reaktorschnellabschaltung	48	52
Signal zum Start der Notkühleinspeisung	80	63
Beginn der ersten Kernfreilegung	1.247	1.310
Start der sekundärseitigen Druckabsenkung	1.346	1.368
Kern vollständig wiederbenetzt (Quench)	1.398	1.416
Beginn der zweiten Kernfreilegung	1.698	1.600
Start der DSP-Einspeisung	1.780	1.757
Max. Hüllrohrtemperaturen	1.824	1.810
Kern vollständig wiederbenetzt (Quench)	1.831	1.825
Ende der Notkühleinspeisung in beiden Loops	2.300	2.450
Start der Verschlechterung der primärseitigen Druckabsenkung	2.500	2.500-2.600
Beginn der dritten Kernfreilegung	3.323	3.465
Automatische Leistungsreduktion des Kernschutzsystems	4.065	3.940



**Abb. 4.60** LSTF SB-HL-12: Druck im Primärkreis

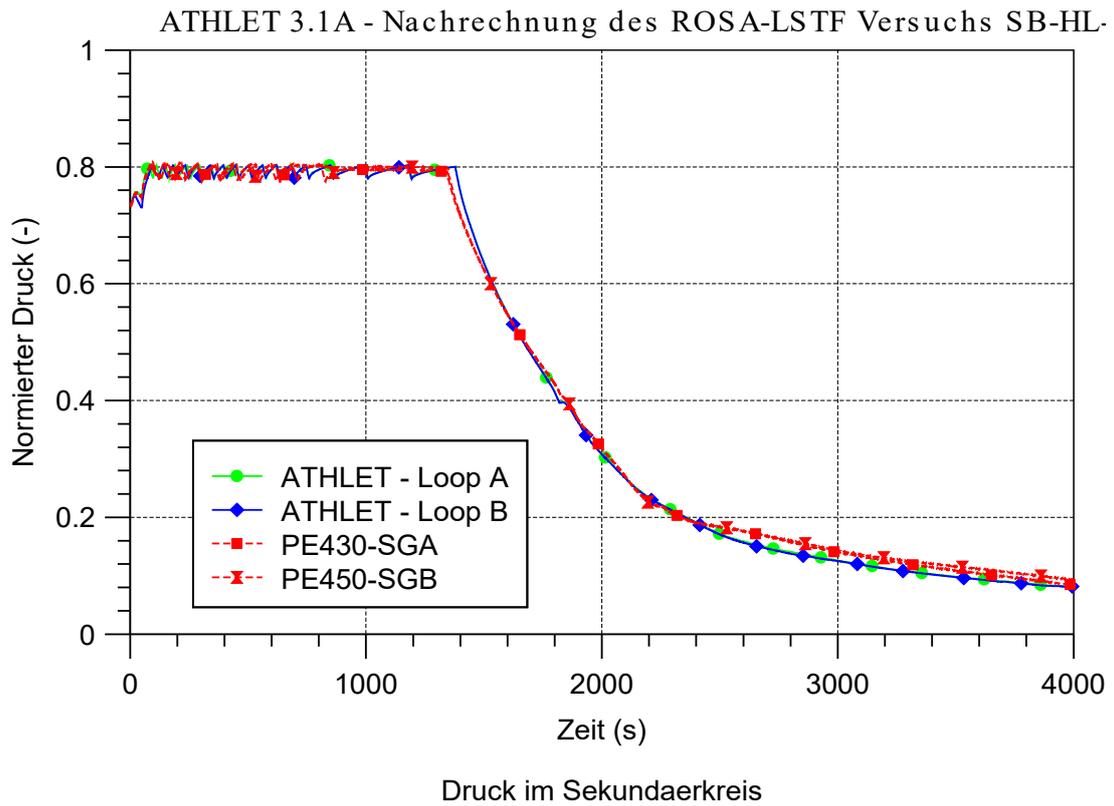


Abb. 4.61 LSTF SB-HL-12: Druck im Sekundärkreis

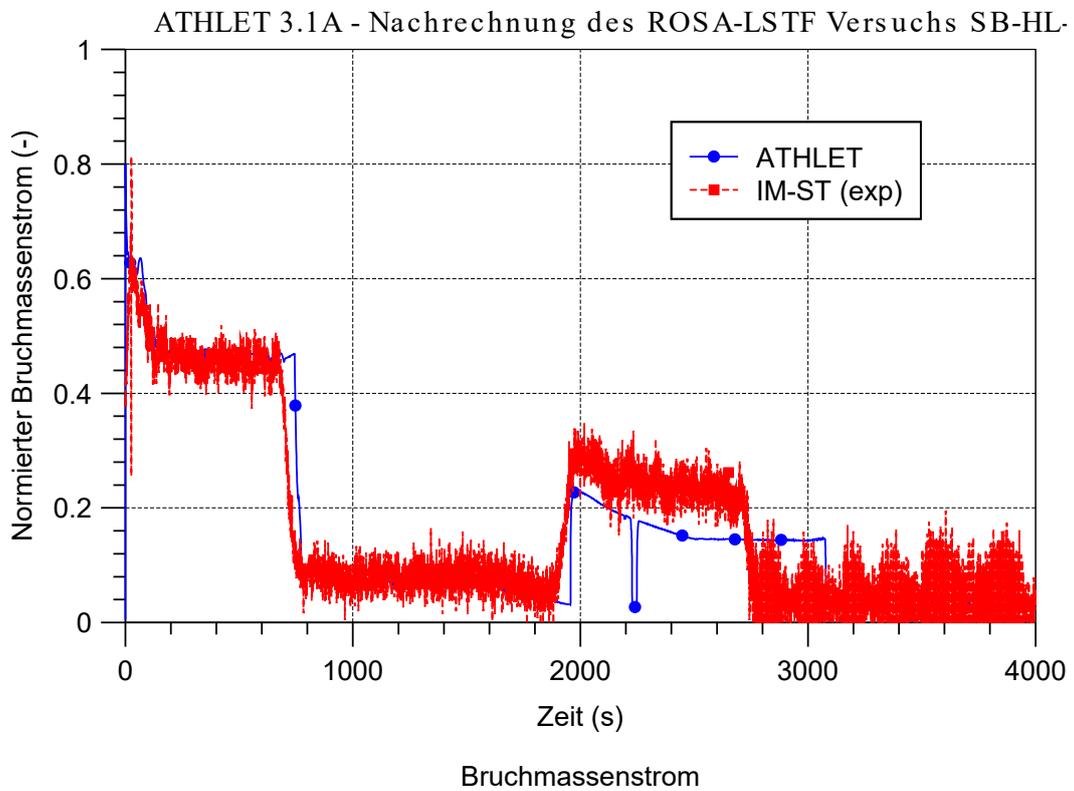


Abb. 4.62 LSTF SB-HL-12: Bruchmassenstrom

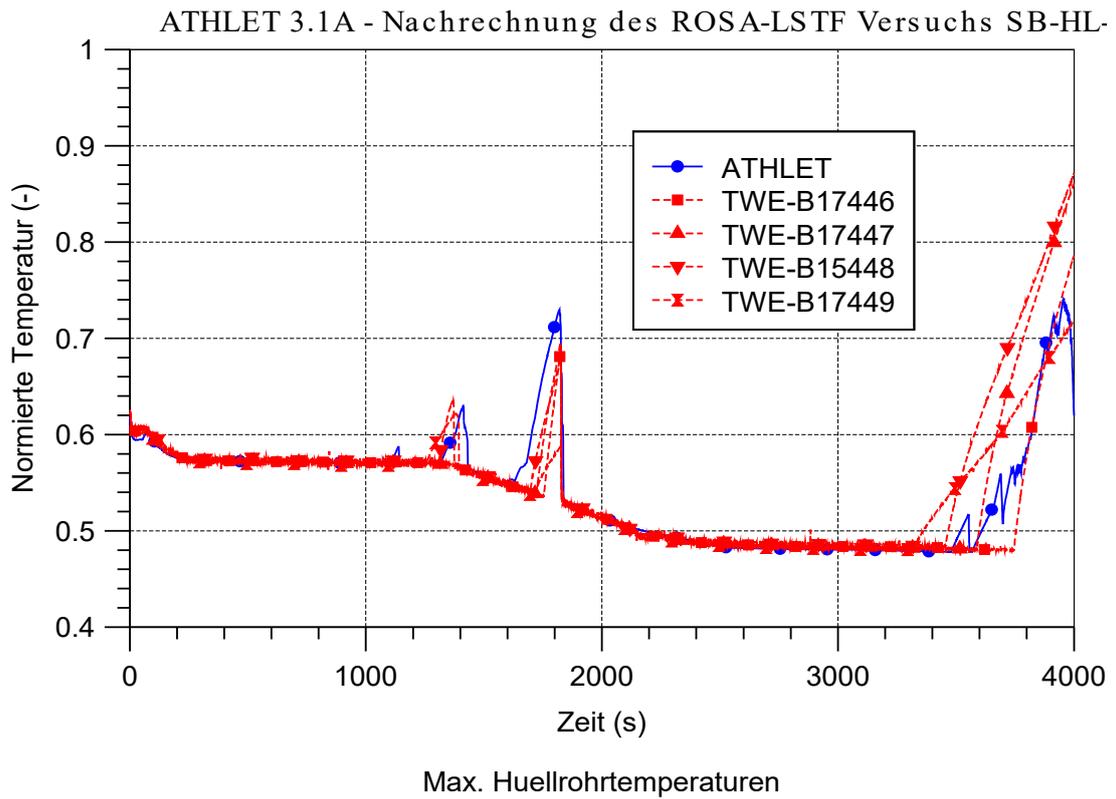


Abb. 4.63 LSTF SB-HL-12: Max. Hüllrohrtemperaturen

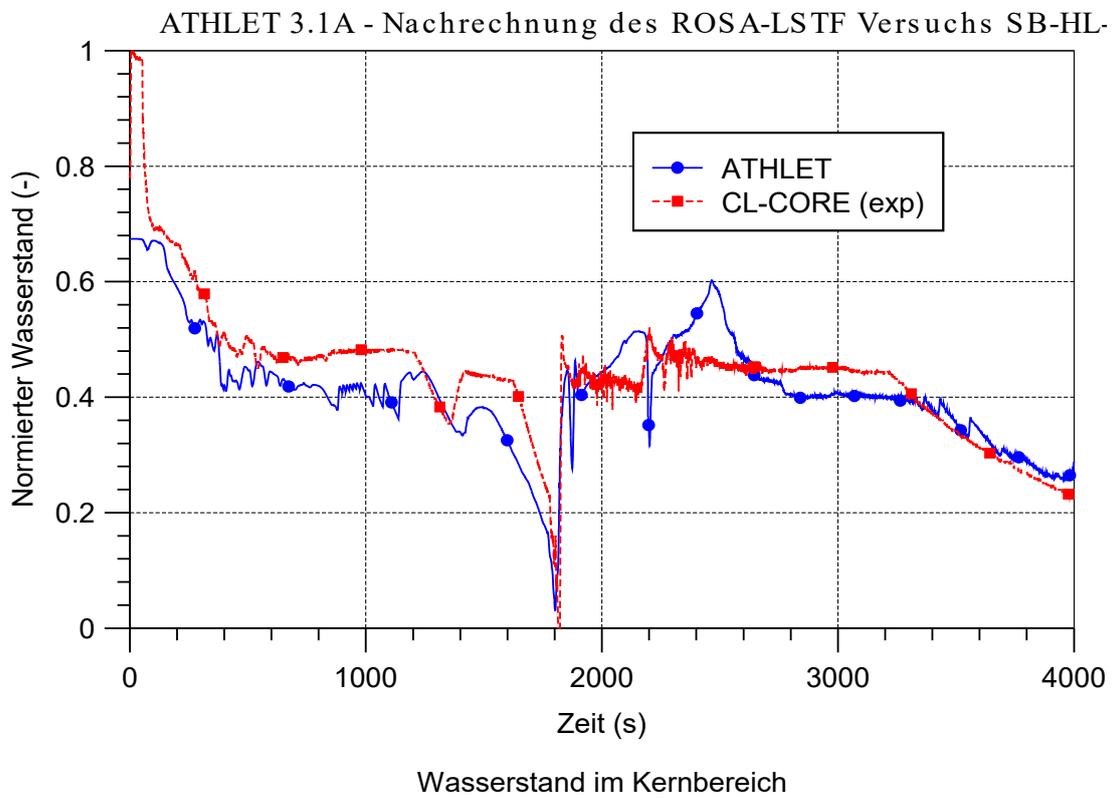
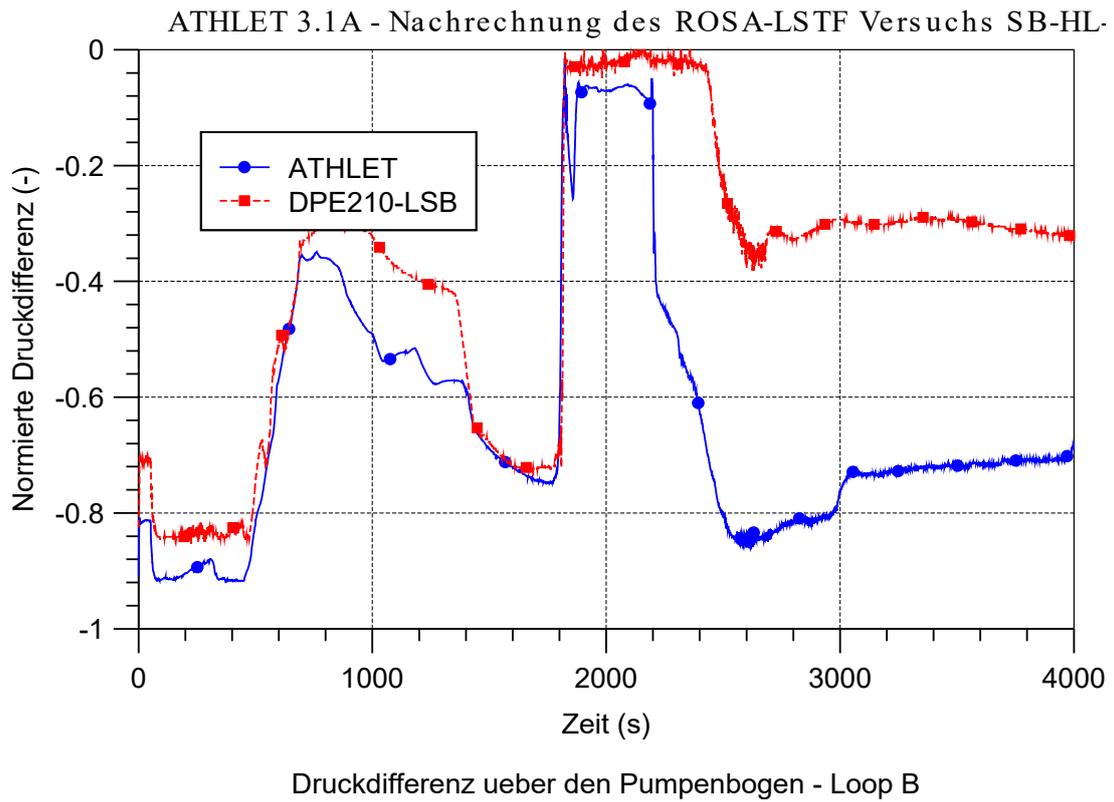
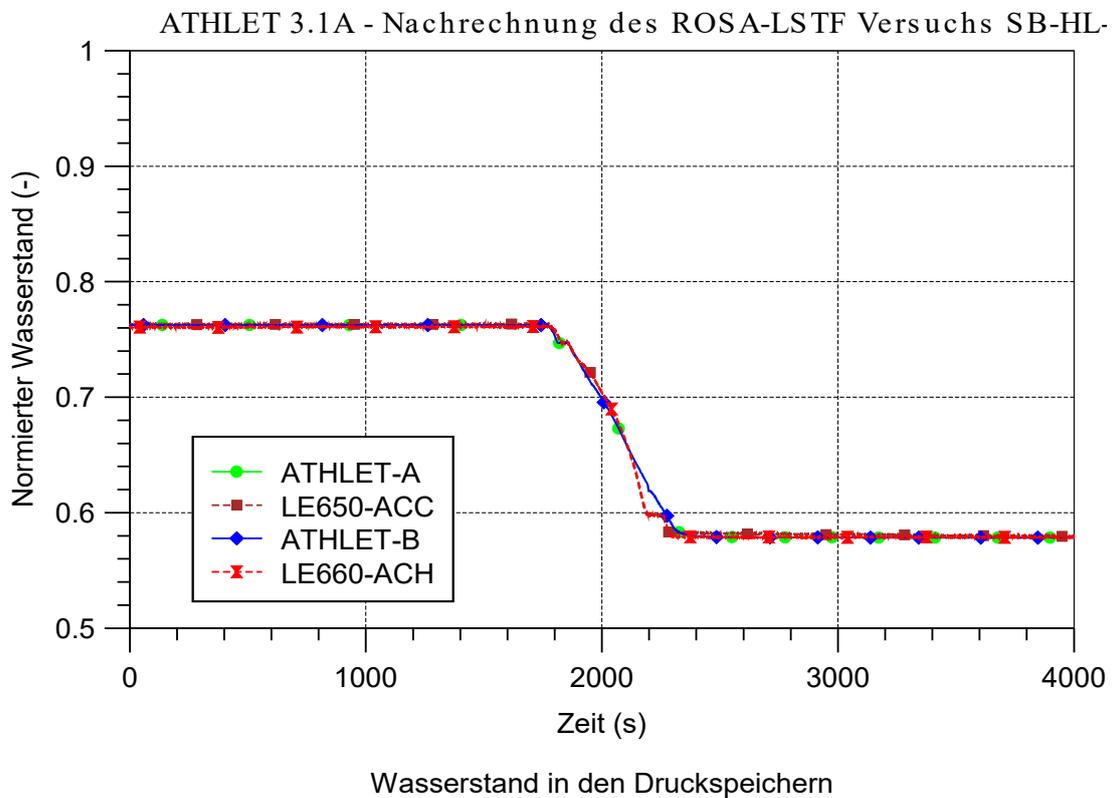


Abb. 4.64 LSTF SB-HL-12: Wasserstand im Kernbereich



**Abb. 4.65** LSTF SB-HL-12: Druckdifferenz über den Pumpenbogen Loop B (absteigender Ast)



**Abb. 4.66** LSTF SB-HL-12: Wasserstand in den Druckspeichern

ATHLET 3.1A - Nachrechnung des ROSA-LSTF Versuchs SB-HL-

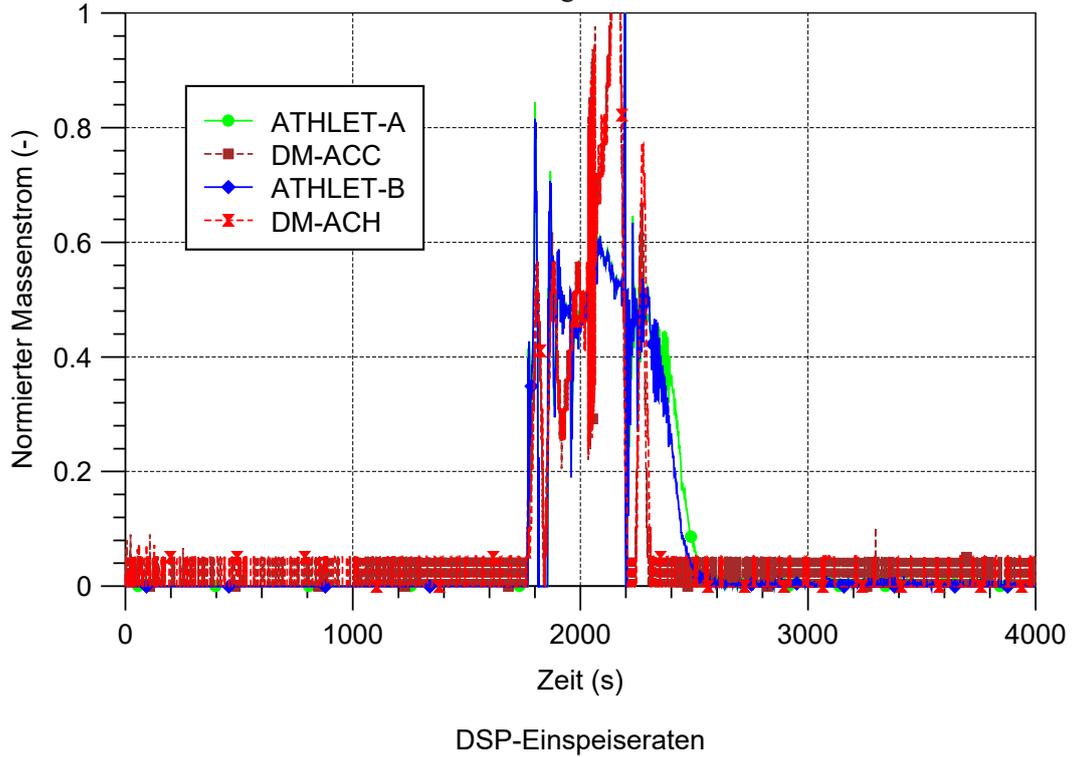


Abb. 4.67 LSTF SB-HL-12: Notkühleinspeiseraten

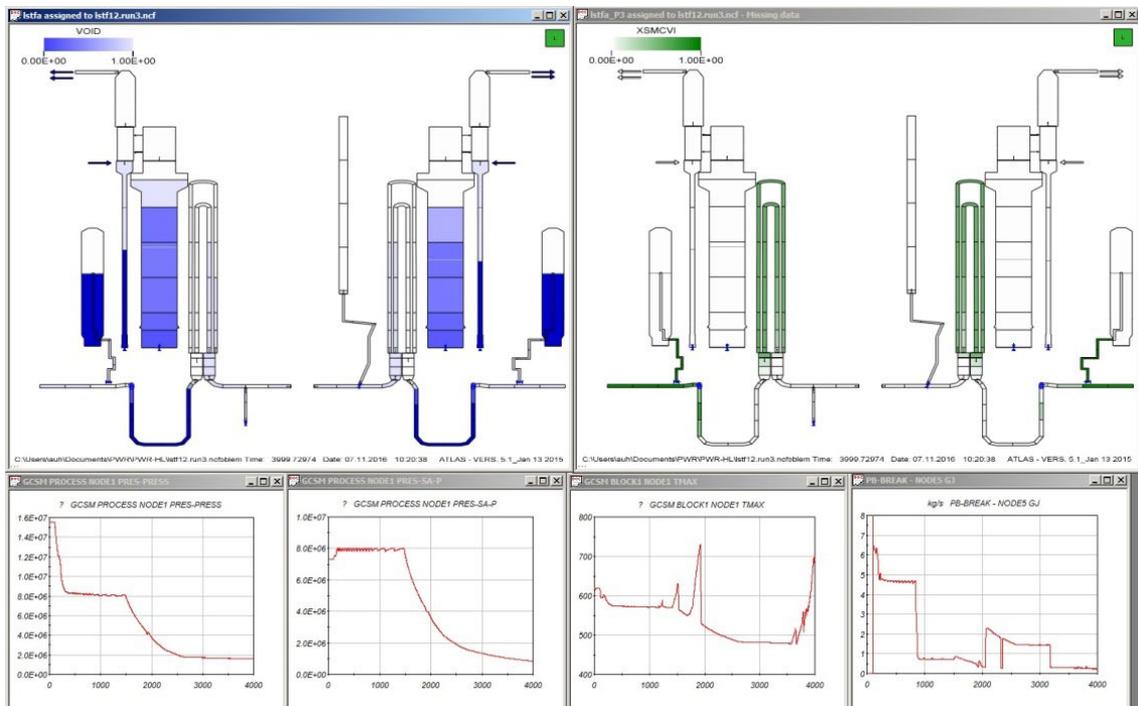


Abb. 4.68 LSTF SB-HL-12: Primärkühlkreislauf am Ende des Versuchs

#### 4.3.1.4 Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnung des Versuchs SB-PV-07

Der Versuch SB-PV-07 diente der Untersuchung der Auswirkungen von symptom-orientierten Notfallschutzmaßnahmen auf das thermohydraulische Verhalten im Primärkreislauf. Gegenstand des Versuchs war ein kleines Leck im Deckelraum des Reaktordruckbehälters, das dem Bruch eines Steuerstabantriebsstutzens in der Referenzanlage entspricht. Das Leck wurde durch eine Blende mit einem Innendurchmesser von etwa 10 mm simuliert. Die Ausströmfläche der Blende entspricht 1 % des skalierten Strömungsquerschnitts im kalten Strang der Referenzanlage /TAK 18/.

Von besonderem Interesse für den Versuch, aber auch für die Nachrechnung, ist die Auswirkung des Wasserspiegels im Deckelraum auf die Bruchausströmraten und auf die Druckabsenkung im Primärkreis. Aus diesem Grund wurde eine erste Nachrechnung mit den gleichen Eingabeparametern und Modelloptionen durchgeführt wie bei der Nachrechnung des Versuchs SB-PV-09 (1,9%-Leck im Deckelraum), die im Rahmen des Vorhabens RS1173 durchgeführt worden ist /AUS 10a/, einschließlich der Anwendung des Gemischspiegel-Modells zusammen mit der 5-Gleichungsoption im Deckelraum sowie im Bereich der Steuerstabführungsrohre (TF-Objekte PV-UH, PV-BYP-UHI und PV-BYP-UHO).

Die Ergebnisse dieser ersten Nachrechnung waren hinreichend gut. Jedoch wurde in der Simulation das Freiblasen beider Pumpenbögen unmittelbar nach dem Beginn der Notkühlein speisung (1. Notfallmaßnahme) berechnet, was im Versuch nicht beobachtet wurde und zu einer deutlich schnelleren Wiederauffüllung des Kernbereichs führte. Aus diesem Grund wurde die Rechnung wiederholt. Dabei wurde der Strömungswiderstand der Hauptkühlmittelpumpen nach Stillstand, ähnlich wie in der PKL-Anlage, künstlich erhöht, um das Freiblasen der Pumpenbögen zu unterdrücken.

Die wesentlichen Ergebnisse dieser Nachrechnung im Vergleich mit den experimentellen Messwerten sind in den Abb. 4.69 bis Abb. 4.76 zusammengefasst. In diesen Bildern sind auch die Ergebnisse der ursprünglichen Rechnung in schwarzen, gestrichenen Kurven mit der Legende „original“ eingetragen.

Abb. 4.69 und Abb. 4.70 zeigen die Drücke im Primär- bzw. im Sekundärkreislauf. Zum besseren Verständnis des Versuchsablaufs wurde der Druck auf der Sekundärseite des Dampferzeugers im Loop A auch in Abb. 4.69 eingetragen.

Nach einer raschen Druckabsenkung erreicht der RDB-Deckelraum den Sättigungszustand, etwa 130 s nach Versuchsbeginn. Mit dem Schließen der Isolationsventile im Sekundärkreis nach der Auslösung des RESA-Signals steigt der Sekundärdruck bis zum Ansprechdruck der Entlastungsventile. Dieser Anstieg wird dann durch ein mehrmaliges Ansprechen der Entlastungsventile begrenzt. Der Primärdruck stabilisiert sich dann um einen Wert etwas höher als der Sekundärdruck.

Zwischen 130 s und 1.400 s nach Versuchsbeginn herrscht eine Zwei-Phasen-Strömung in der Bruchleitung Abb. 4.71. Während dieser Zeitspanne wird die Leckausströmung durch die Höhe des Gemischspiegels im Deckelraum bestimmt. Der Einfluss der Schwankungen des Gemischspiegels im Deckelraum und der daraus resultierenden Schwankungen der Kühlmitteldichte in der Bruchleitung auf die Bruchausströmraten wurde vom Rechenprogramm zufriedenstellend wiedergegeben. Diese Schwankungen werden von dem zyklischen Öffnen und Schließen der DE-Entlastungsventile verursacht.

Wesentlich für eine korrekte Wiedergabe der Ausströmraten in dieser Phase ist eine adäquate Modellierung des Strömungswiderstands zwischen dem oberen Plenum und dem Deckelraum, nicht nur innerhalb der Steuerstabführungsrohre, sondern auch für die Abwärtsströmung zwischen den Stützen der heißen Stränge und der Kernkopfplatte. Der Übergang von der Zwei-Phasen-Strömung auf die einphasige Dampfausströmung am Bruch nach der Freilegung der Durchdringungslöcher im unteren Bereich der Steuerstabführungsrohre bei etwa 1.400 s wurde von ATHLET richtig erfasst.

Mit dem kontinuierlichen Kühlmittelverlust entleert sich das obere Plenum, jedoch etwas verspätet als im Versuch, was zu einem um 140 s verspäteten Beginn der Kernfreilegung Abb. 4.72 und der daraus resultierenden Aufheizung der Brennstäbe Abb. 4.73 führt.

Diese Verspätung wird durch einen schnelleren Anstieg der Kernaustrittstemperaturen zum Teil kompensiert Abb. 4.74, so dass der Temperatur-Sollwert zur Einleitung der ersten AM- (Accident Management)-Maßnahme (manuelle Einspeisung von Notkühlwasser in die kalten Stränge) nur 14 s später als im Experiment erreicht wird.

Ab diesem Zeitpunkt bis etwa 4.500 s wird der Druckverlauf im Primärkreis hauptsächlich durch die Dampfkondensation in den kalten Strängen bestimmt Abb. 4.69. In der ursprünglichen Nachrechnung hat die Dampfkondensation an der Einspeisestelle das Freiblasen der Pumpenbögen in beiden Loops eingeleitet, was zu einer deutlich schnelleren Wiederbenetzung des Brennstabündels als im Versuch geführt hat Abb. 4.72.

Anders als in ähnlichen SBLOCA- (Small Break Loss-of-Coolant Accident)-Versuchen in der LSTF-Anlage /TAK 05/, wurde das durch Dampfkondensation induzierte Freiblasen der Pumpenbögen im Test SB-PV-07 nicht beobachtet. Sensitivitätsrechnungen mit der Variation der Temperatur der Notkühleinspeisung bzw. der Kondensationseffizienz konnten das Freiblasen nicht unterdrücken. Erst mit der künstlichen Erhöhung des Strömungswiderstands der abgeschalteten Hauptkühlmittelpumpen konnte das experimentelle Verhalten reproduziert werden.

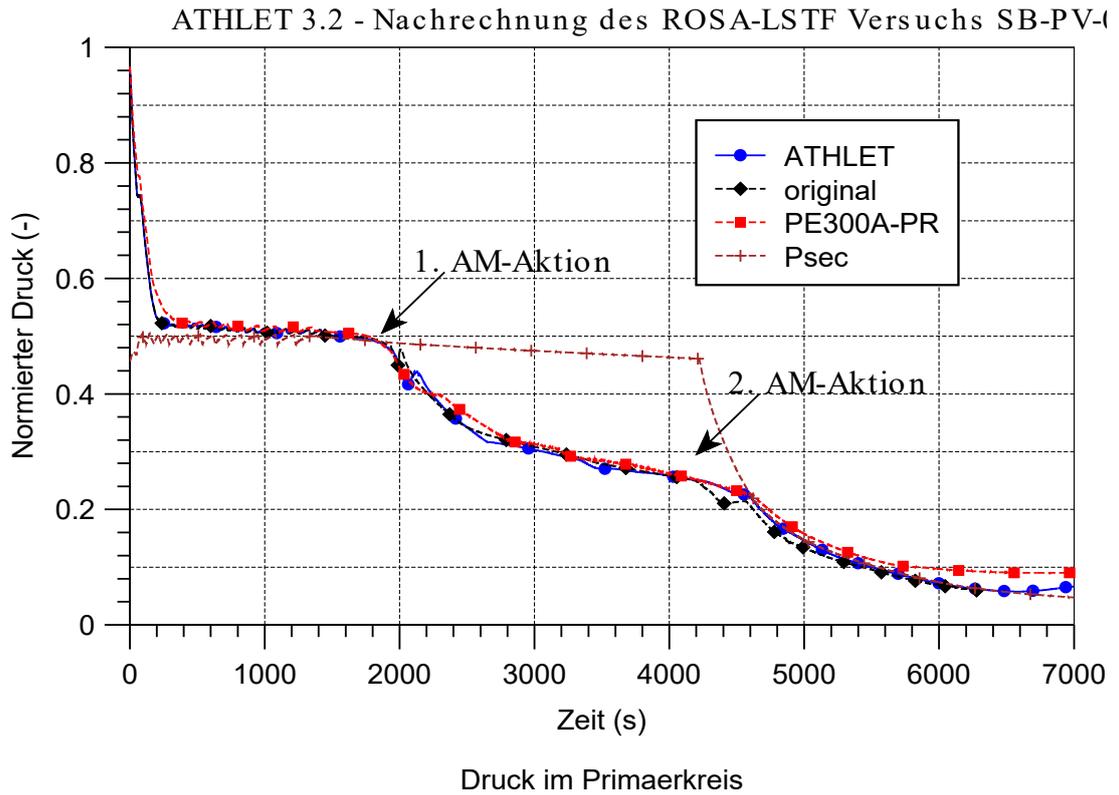
Im weiteren Versuchsablauf sank der Primärdruck unter dem Ansprechdruck der Druckspeicher Abb. 4.69. Kurz danach wurde der Drucksollwert zur Einleitung der sekundärseitigen Druckentlastung erreicht. Der berechnete Zeitpunkt ( $t = 4.232$  s) stimmt sehr gut mit dem experimentellen Wert überein und die gemessenen Druckabsenkungsraten im Sekundärkreis werden von ATHLET gut wiedergegeben Abb. 4.70.

Die AM-Maßnahme wirkt sich jedoch nicht auf die Druckabsenkung im Primärkreis aus, solange der Sekundärdruck höher als der Primärdruck liegt Abb. 4.69. Ab ca. 4.600 s sinkt der Primärdruck unter den Sekundärdruck, die Wärmeübertragung im Reflux-Condenser-Betrieb wird wirksam, die Druckabsenkungsrate im Primärkreis folgt der sekundärseitigen Druckentlastung. Somit erhöhen sich die Notkühl-Einspeiseraten Abb. 4.76.

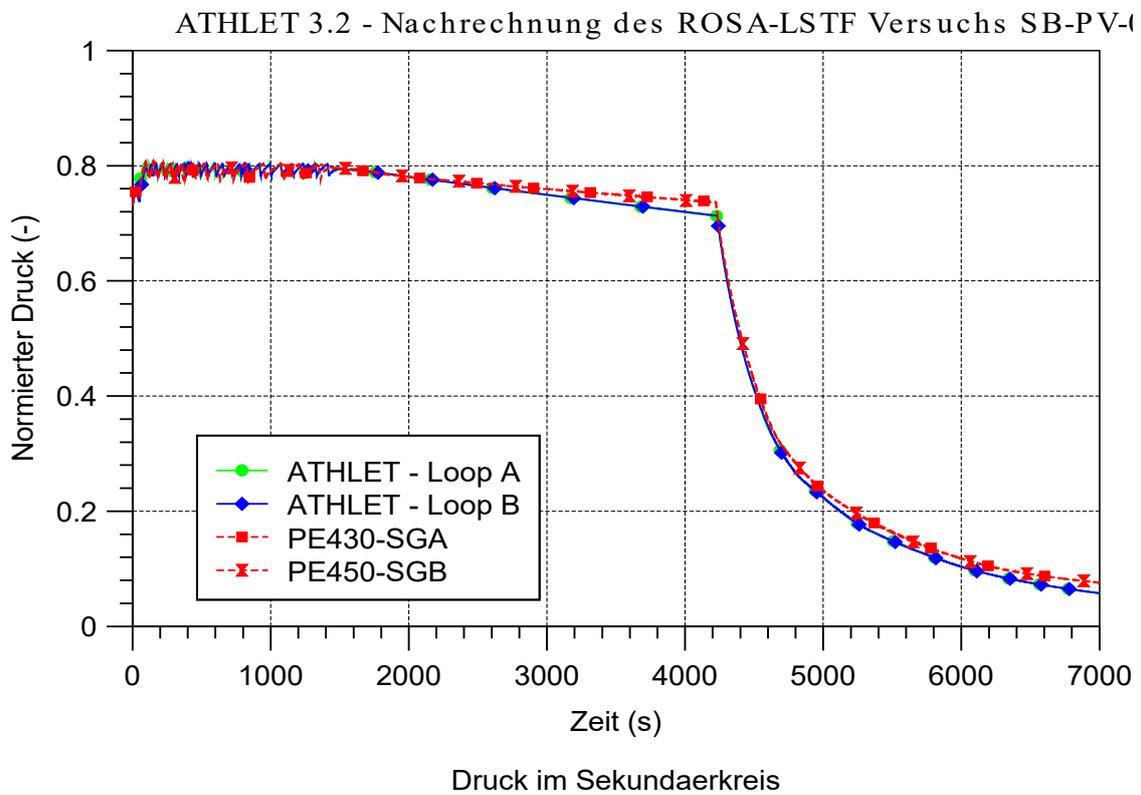
Trotz der guten Übereinstimmung mit den experimentellen Werten in Bezug auf den Füllstand in den Druckspeichern Abb. 4.75 und auf die Einspeiseraten Abb. 4.76 berechnet ATHLET einen um 500 s verspäteten Beginn der Stickstoff-Einspeisung. Dadurch wird die Stickstoff-Ansammlung in den U-Rohren der Dampferzeuger und somit die Verschlechterung der Wärmeabfuhr aus dem Primärkreis deutlich verspätet und nur qualitativ vom Rechenprogramm wiedergegeben Abb. 4.73.

**Tab. 4.6** Chronologie der Ereignisse beim LSTF-Test SB-PV-07

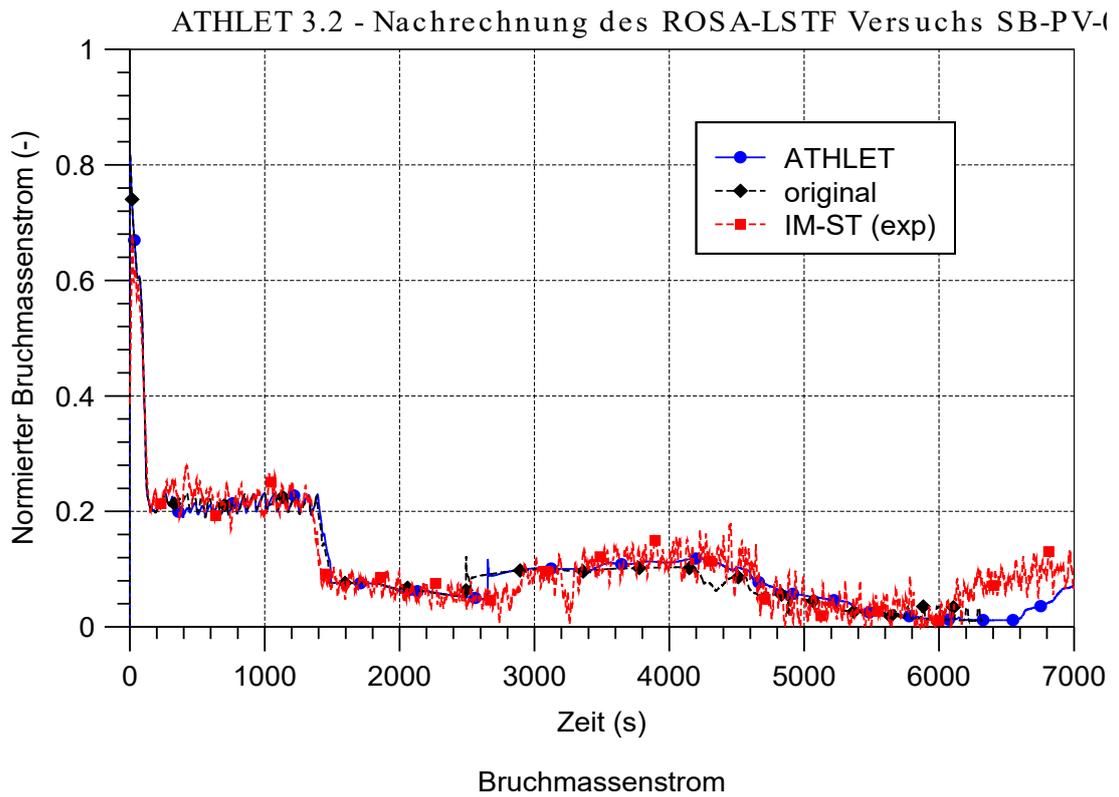
<b>Ereignis</b>	<b>Experiment (s)</b>	<b>ATHLET (s)</b>
Öffnen des Bruchventils	0	0
Signal zur Reaktorschnellabschaltung	48	48
Schließung der FD-Isolationsventil	50	50
Stillstand der Hauptkühlmittelpumpen	301	298
Beginn der Kernaufheizung	1.612	1.750
Anstieg der Kernaustrittstemperaturen	1.720	1.820
Primärdruck fällt unten dem Sekundärdruck	1.840	1.870
Start der manuellen Notkühleinspeisung (1. AM-Maßnahme)	1.930	1.943
Max. Hüllrohrtemperatur	2.086	2.070
Max. Kernaustrittstemperatur	2.196	2.070
Kern vollständig wiederbenetzt (Quench)	2.300	2.152
Beginn der DSP-Einspeisung	3.180	3.319
Beginn der sekundärseitigen Druckentlastung (2. AM-Maßnahme)	4.224	4.232
Ende der Notkühleinspeisung in beiden Loops	5.480	6.040
Start der Verschlechterung der primärseitigen Druckabsenkung	5.700	6.400
Bündelleistung ausgeschaltet bzw. Ende der Rechnung	7.244	7.200



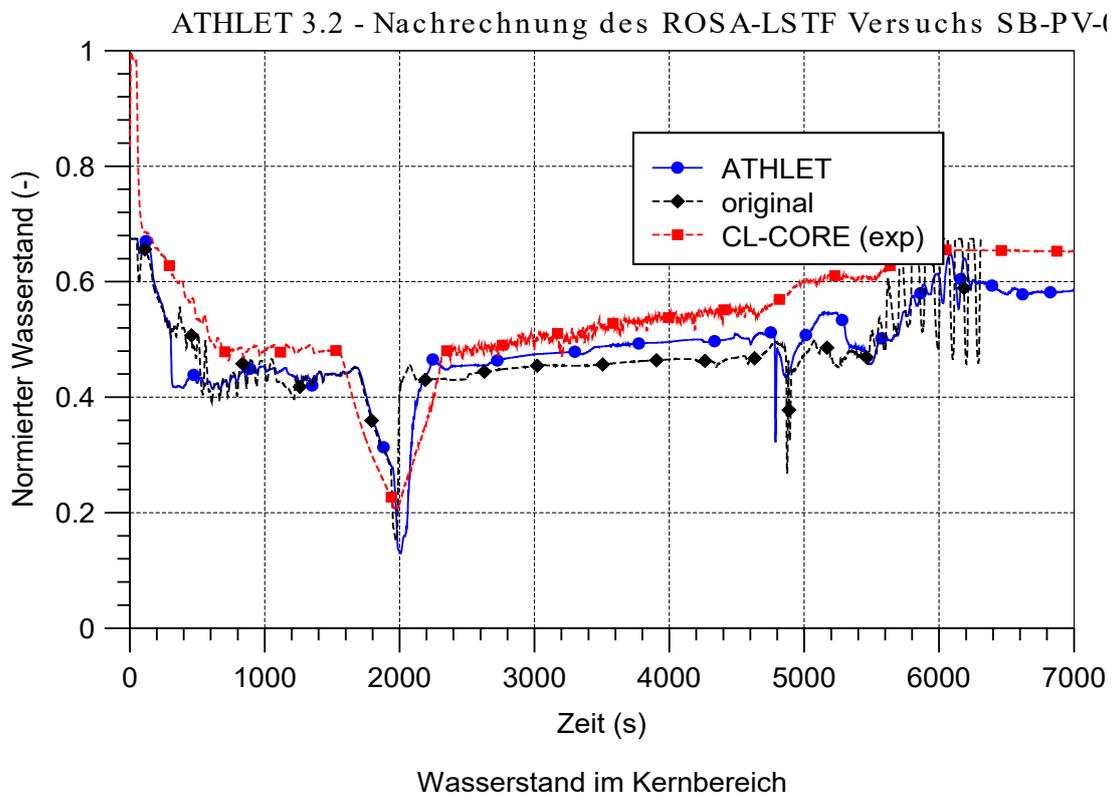
**Abb. 4.69** LSTF SB-PV-07: Druck im Primärkreis



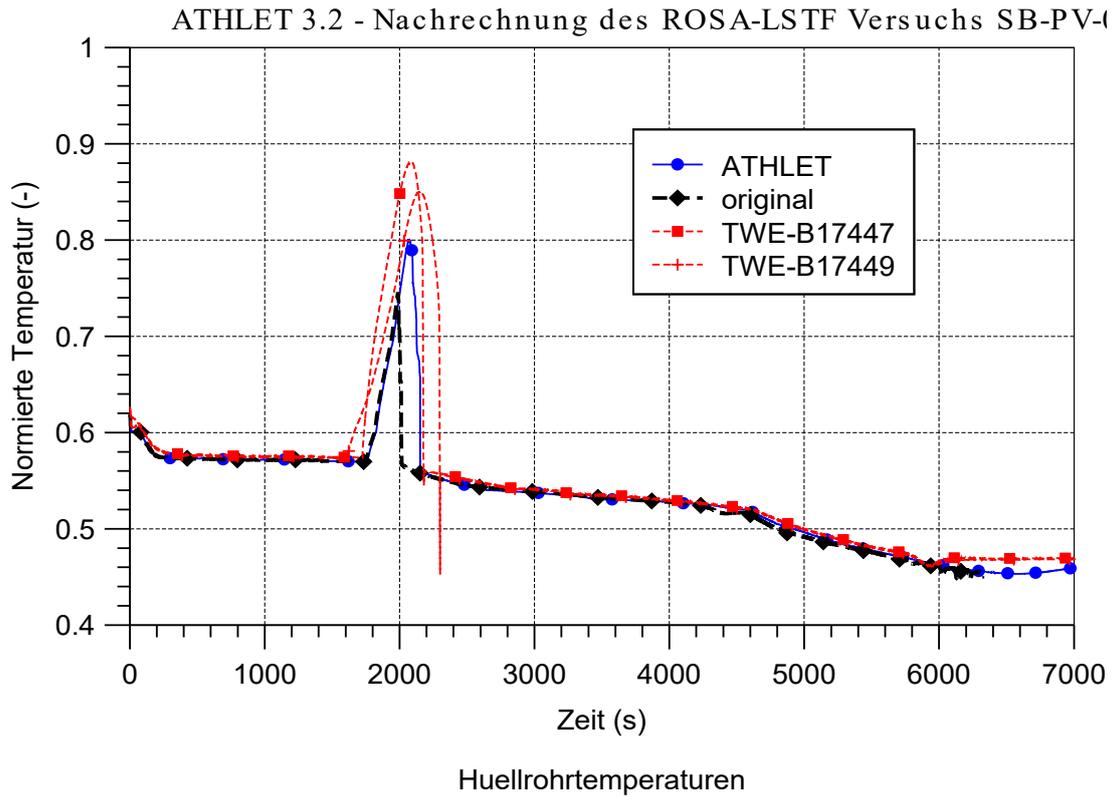
**Abb. 4.70** LSTF SB-PV-07: Druck im Sekundärkreis



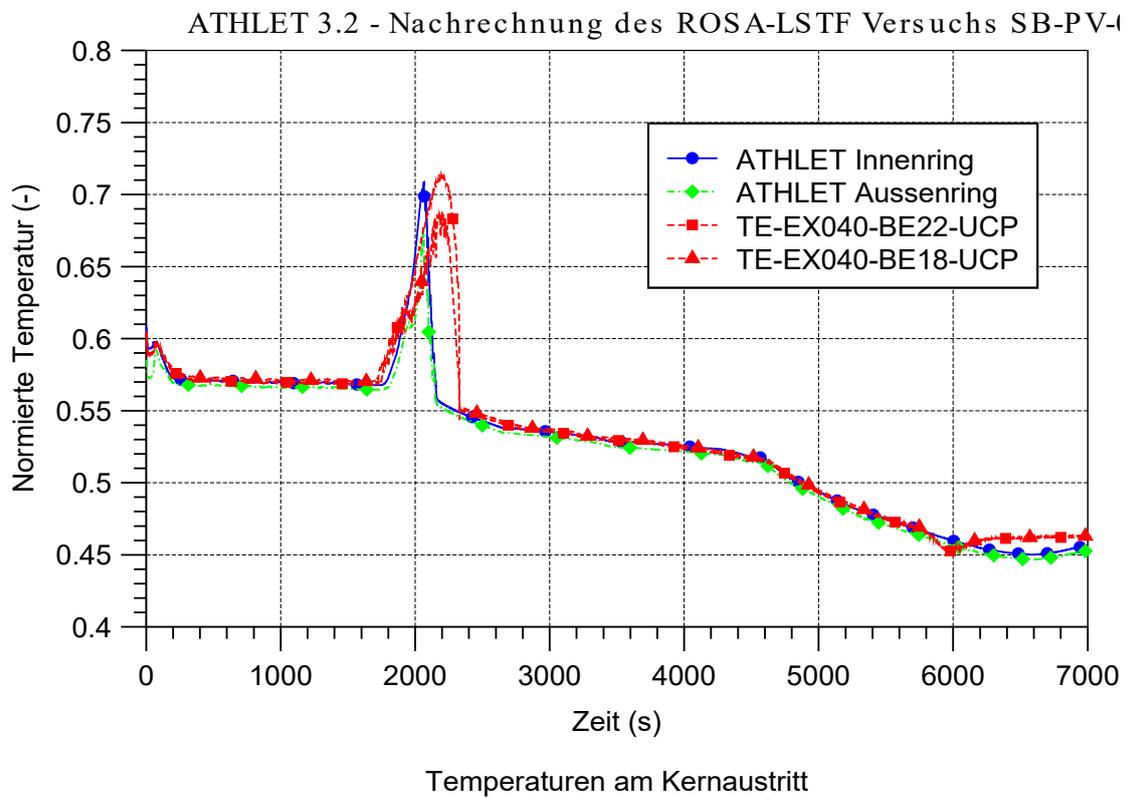
**Abb. 4.71** LSTF SB-PV-07: Bruchmassenstrom



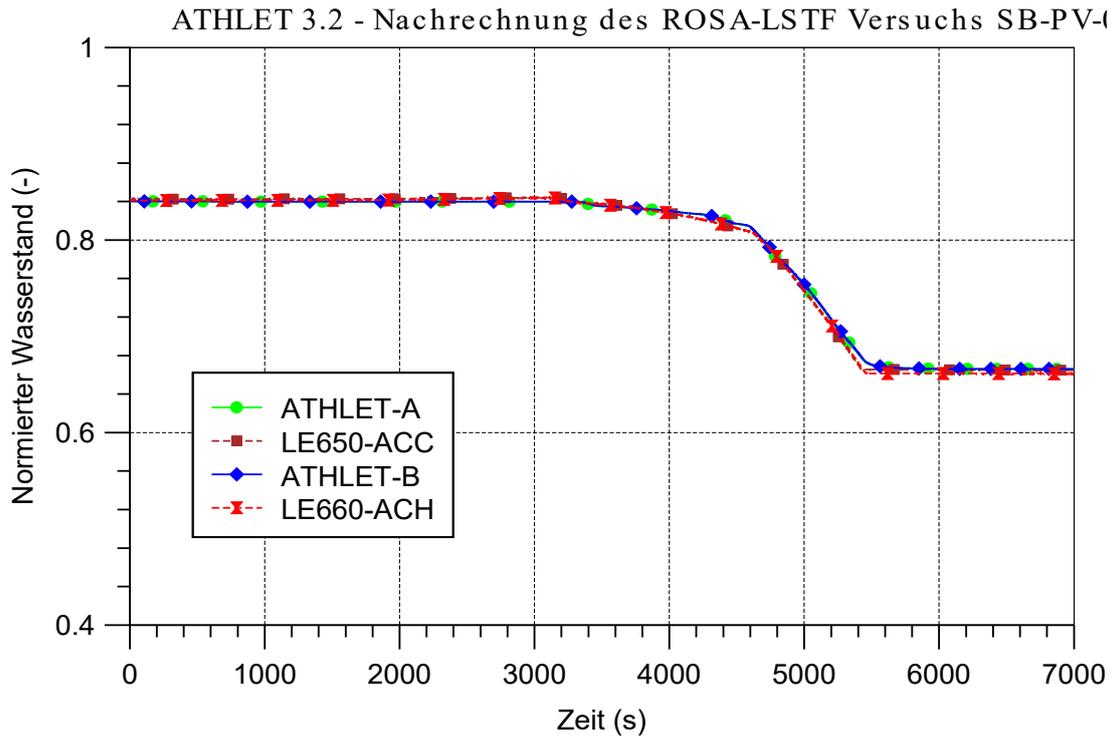
**Abb. 4.72** LSTF SB-PV-07: Wasserstand im Kernbereich



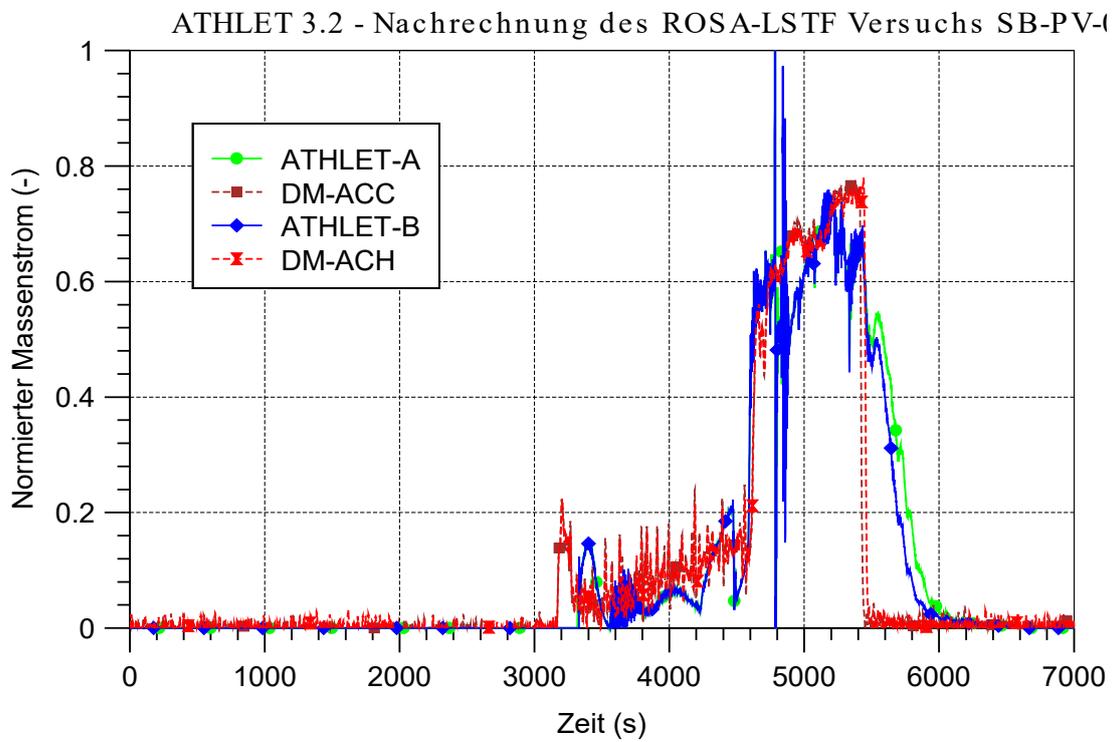
**Abb. 4.73** LSTF SB-PV-07: Max. Hüllrohrtemperaturen



**Abb. 4.74** LSTF SB-PV-07: Kernaustrittstemperaturen



**Abb. 4.75** LSTF SB-PV-07: Wasserstand in den Druckspeicher



**Abb. 4.76** LSTF SB-PV-07: DSP-Einspeisemassenströme

#### 4.3.1.5 Zusammenfassende Bewertung

Die Ergebnisse der Nachrechnungen der LSTF-Versuche LSTF SB-HL-12 und SB-PV-07 zeigen, dass die wesentlichen experimentellen Vorgänge vom Rechenprogramm wiedergegeben werden können:

- Bruchausströmraten
- Druck- und Temperaturverlauf im Primärkreis vor und nach der Einleitung der Notfallschutzmaßnahmen
- Dampfkondensation nach der Druckspeichereinspeisung
- Das durch Dampfkondensation an den kalten Strängen induzierte Freiblasen der Pumpenbögen (nur beim Test SB-HL-12)
- Wärmeabfuhr im Reflux-Condenser-Betrieb nach der sekundärseitigen Druckentlastung
- Verschlechterung der Wärmeübertragung in den Dampferzeugern durch Stickstoff-Einspeisung in den Primärkreislauf

ATHLET konnte die experimentell ermittelte Kühlmittelverteilung in den Loops gut und im Reaktordruckbehälter zufriedenstellend nachbilden. Damit wurden die Modelle zur Berechnung der Zwischenphasen-Reibung für verschiedene Geometrien und Strömungsbedingungen mit Erfolg überprüft.

Wesentliche Beiträge zur Unsicherheit der Rechenergebnisse leisten die Berechnung der kritischen Ausströmraten, die Modellierung der Kernbypässe der LSTF-Anlage, die Modellierung der Zwischenphasen-Reibung am Kernaustritt und innerhalb der Steuerstabführungsrohre sowie die Simulation der Temperaturmessung am Kernaustritt. Die berechnete Fluidtemperatur im Kontrollvolumen oberhalb des Kernbereichs reicht nicht aus, um das eigentliche Messinstrument (Thermoelement) in der Anlage zu simulieren. Dadurch können weder die Zeitverzögerung zwischen Brennstabaufheizung und Anstieg der Kernaustrittstemperatur noch mehrdimensionale Effekte realitätsnah nachgebildet werden.

## **4.3.2 Nachrechnungen von Versuchen an der PWR-PACTEL-Anlage**

### **4.3.2.1 Modellierung der PWR-PACTEL-Anlage mit ATHLET**

Als Grundlage für die Modellierung der neuen PWR-PACTEL-Anlage diente der ATHLET-Eingabedatensatz, der zur Nachrechnung des Internationalen Standardproblems ISP-33 verwendet worden ist /STE 94/. Aus diesem Datensatz wurde die Darstellung des Reaktordruckbehälters übernommen und mit der Modellierung der Umwälzschleifen und der neuen senkrechten Dampferzeuger ergänzt.

Die Abb. 4.77 zeigt die verwendete Nodalisierung für den Primärkreis, mit dem Druckbehälter, dem Kreislauf 1 und dem Kreislauf 2 (mit Druckhalter). Zur besseren Übersichtlichkeit sind die Wärmeleitobjekte in dieser Abbildung nicht dargestellt. Der Dampferzeuger im Kreislauf 1 ist in Abb. 4.78 im Detail dargestellt.

Die gesamte Nodalisierung beinhaltet 70 Thermofluid-Objekte (TFOs) mit 328 Kontrollvolumina und 351 Leitungen sowie 59 Wärmeleitobjekte (HCOs) mit insgesamt 358 Wärmeleitelementen.

Die Modellierung des Druckbehälters entspricht weitgehend dem bereits für das ISP-33 verwendeten Modell der alten PACTEL-Anlage. Da für das Benchmark-Experiment SBL-50 keine ausgeprägte radiale Leistungsverteilung zu erwarten war, wurde der aktive Bündelbereich durch einen in 8 axiale Zonen aufgeteilten Kanal und einen Bypass nachgebildet. Der Deckelraum wurde durch zwei parallele Kanäle simuliert (PV-UH-2 und PV-UH-3), welche mittels Querverbindungen zum Nachbilden von Zirkulationsströmungen für den konvektiven Wärmetransport miteinander verbunden sind. Dieser Datensatz diente im Wesentlichen auch als Grundlage für die Simulation der Experimente NCG-21, -22 und -23 zur Untersuchung des Einflusses von Stickstoff auf die Wärmeübertragung im Dampferzeuger.

Die U-Rohre in den Dampferzeugern sind als drei Parallelkanäle mit unterschiedlichen Längen realisiert, deren mittlere Länge 6,5 m beträgt. Der durch eine Trennwand aufgeteilte Steigraum auf der Sekundärseite der Dampferzeuger wurde mit zwei parallelen, mit Querverbindungen im oberen Teil versehenen Kanälen (Si-SG-RH, Si-SG-RK,  $i = 1,2$ ) simuliert (Abb. 4.77). Es wurde angenommen, dass Naturseparation im Nennbetrieb auf der Sekundärseite vorherrscht. Daher wurde auf die Anwendung des speziellen Separatormodells verzichtet.

Der Sekundärdruck und der Wasserstand im Steigraum werden durch vereinfachten GCSM-Regler (Stellgrößen: Dampfmassenstrom bzw. Speisewassermassenstrom) kontrolliert.

Zur Berechnung der Thermohydraulik im Primärkreis wurde weitgehend das 6-Gleichungsmodell verwendet. Ausnahmen bilden der Druckhalter mit der Volumenausgleichleitung und die Bruchleitung, für die, wie für die Sekundärseiten der Dampferzeuger, das 5-Gleichungsmodell Anwendung fand. Zusätzlich wurde das Gemischspiegelmodell im Druckhalter und in den Sekundärseiten der Dampferzeuger angesprochen.

Bei der Nachbildung der wärmeleitenden Strukturen wurden sowohl die Wandungen der Komponenten der Anlage als auch deren Isolierung berücksichtigt. Die Stoffeigenschaften der Isolierung wurden aus /STE 94/ übernommen. Der Wärmeübergangskoeffizient an die Umgebung wurde im Allgemeinen mit  $8 \text{ W/m}^2/\text{K}$  (Druckhalter:  $3 \text{ W/m}^2/\text{K}$ ) angenommen. Die von ATHLET berechneten Wärmeverluste in stationärem Zustand wurden an Hand von Daten aus Vorversuchen /RII 10/ überprüft.

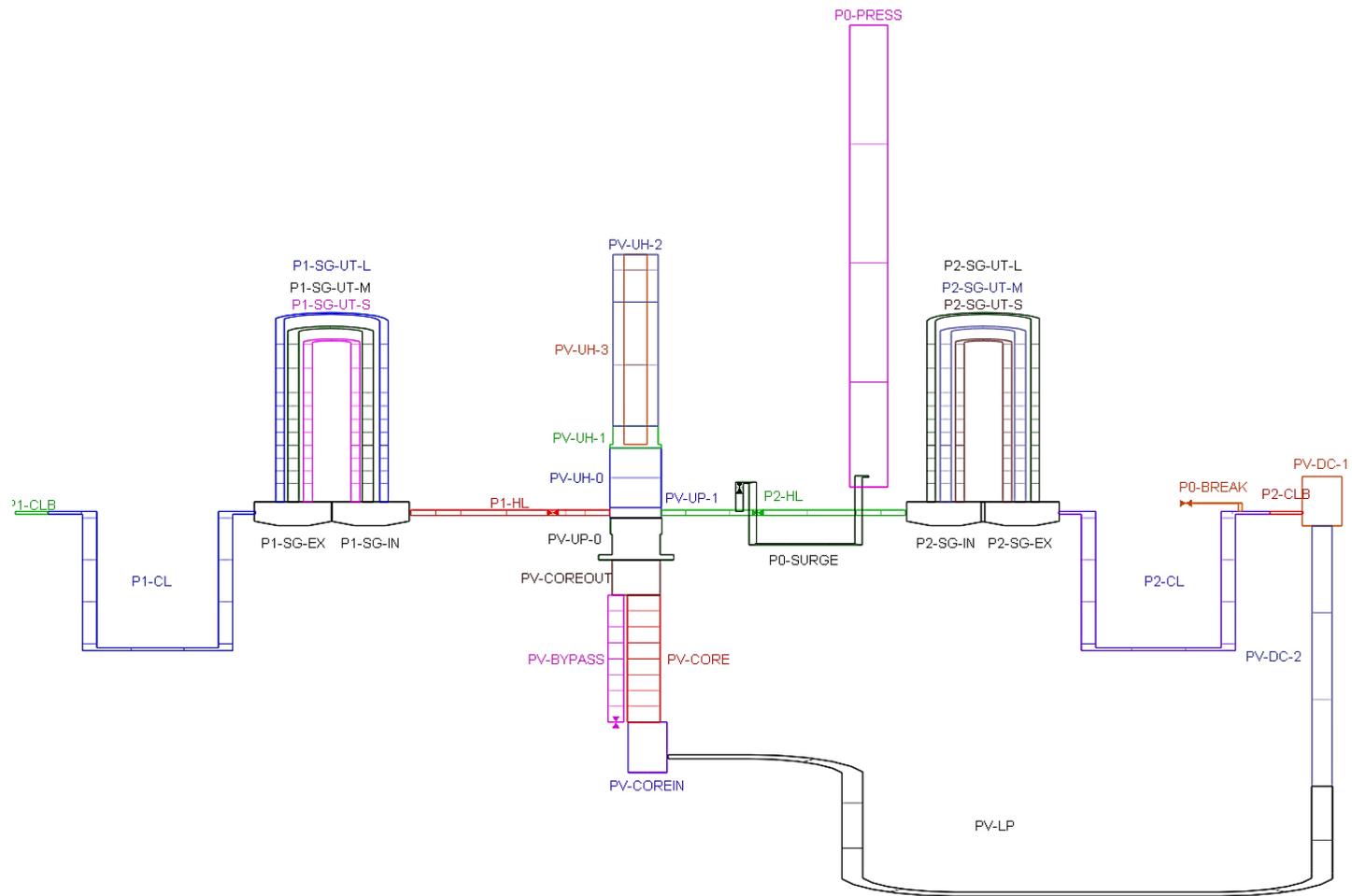


Abb. 4.77 Nodalisierung der PWR-PACTEL-Anlage (Primärkreis)

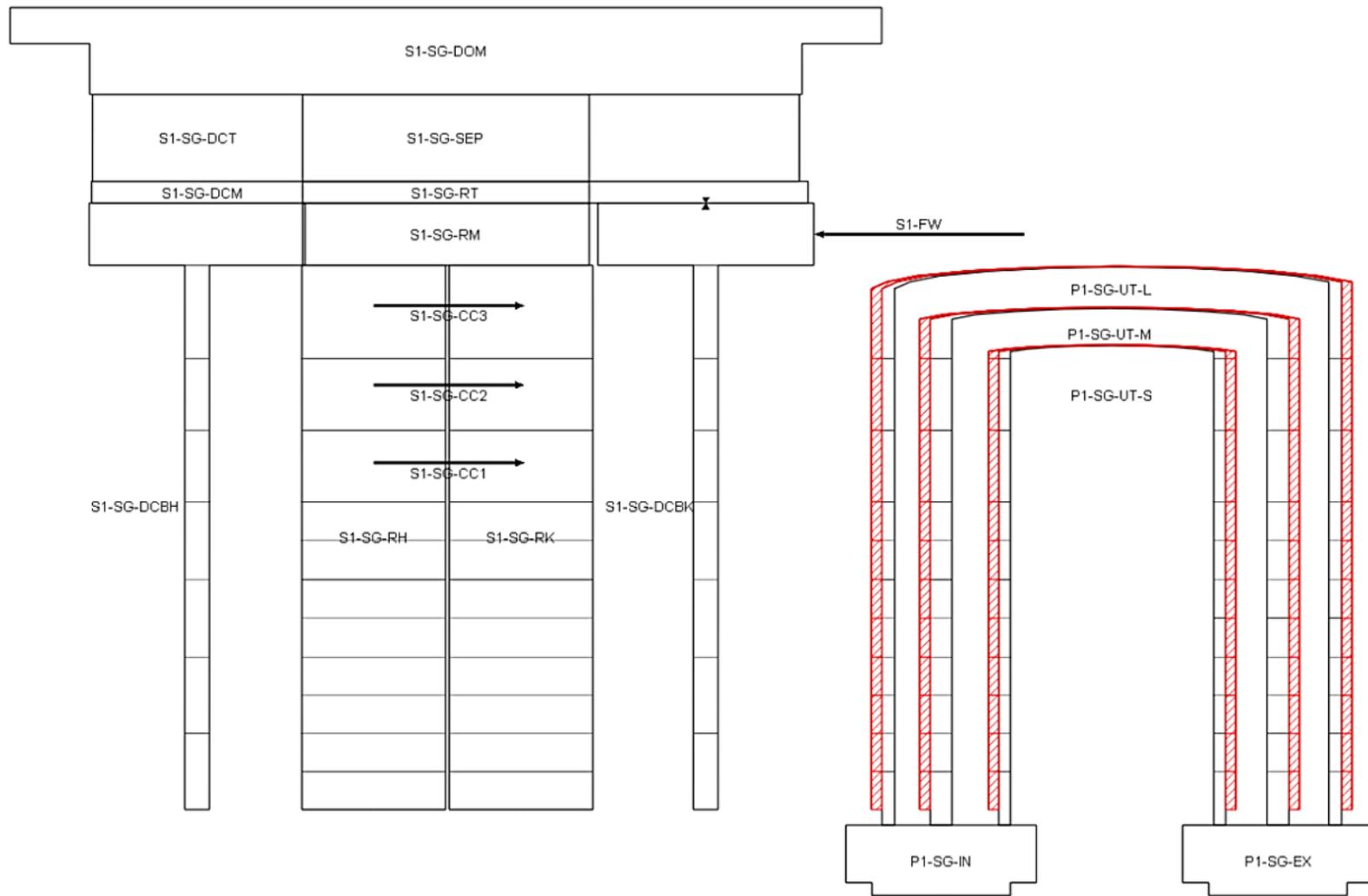


Abb. 4.78 Nodalisierung des Dampferzeugers (Loop 1)

#### **4.3.2.2 Zusammenfassende Bewertung**

Insgesamt zeigen die Simulationsergebnisse eine gute Übereinstimmung zum Experiment insbesondere für den Primär- und Sekundärdruck, den Druckspeicherdruck sowie den Eintrittstemperaturen im Kern. Jedoch gibt es relevante Abweichungen bei der Berechnung des Leckmassenstroms, die die weitere Entwicklung stark beeinflussen. Daher sollte die Modellierung für das Leck verbessert werden, bevor die Experimente mit Stickstoffeinspeisung nachgerechnet werden. Bei der realen Anlage wird das Leck mit 2 Ventilen mit einer Schlauchverbindung modelliert. Bei ATHLET führte die Abbildung dieser Geometrie zur falschen Berechnung des Leckmassenstroms.

In der Zukunft wird es wichtig sein, die Entleerung des Druckspeichers noch zu korrigieren bzw. zu verbessern, damit das Modell den Füllstand exakt berechnen kann. Es wäre wichtig, die starke Entleerung des RDB zu erreichen, um später den Einfluss von Stickstoff zu bewerten.

#### **4.3.3 Nachrechnungen von PERSEO-Versuchen zu passiven Systemen**

##### **4.3.3.1 Einleitung**

Zur passiven Nachwärmeabfuhr leichtwassergekühlter Systeme werden unter anderem sogenannte Isolation Condenser angewendet. Dabei handelt es sich um Wärmeübertrager, die sich oberhalb des Reaktordruckbehälters befinden und die Wärme an einen mit Wasser gefüllten Behälter abgeben. Auf der Innenseite kondensiert Dampf, auf der Außenseite wird das Wasser zunächst erwärmt und später verdampft. Zur Aktivierung müssen Armaturen in der Zu- und/oder Rücklaufleitung geöffnet werden. Der zunächst mit Wasser gefüllte Wärmeübertrager läuft leer, Dampf kann nachströmen und an den Rohrinneisen kondensieren /BUC 19a/.

In der Versuchsanlage PERSEO ist das Prinzip etwas anders: Hier befindet sich der vertikale Gradrohr-Wärmeübertrager in einem zunächst nicht mit Wasser gefüllten Behälter. Das Wasserinventar befindet sich in einem auf gleicher Höhe befindlichen Pool. Beide Behälter sind über eine untere Leitung verbunden, werden aber durch ein Ventil in dieser Leitung voneinander getrennt. Zur Aktivierung des Nachwärmeabfuhrsystems muss dieses Ventil geöffnet werden, sodass das Wasser, aus dem einen in den anderen Behälter strömen kann. Das Wasser wird erwärmt und verdampft. Weiterhin sind beide Behälter über eine obere Leitung miteinander verbunden. Der entstandene Dampf strömt

über diese Leitung durch eine Düse in das Wasserinventar des anderen Behälters und wird dort kondensiert. Dies verhindert zunächst einen Druckaufbau im Sicherheitsbehälter durch den entstandenen Dampf /PAP 10/.

Die in diesem Bericht beschriebenen Experimente wurden im Rahmen eines Benchmarks von ENEA zur Verfügung gestellt. Dieser Benchmark ist Teil eines von der Arbeitsgruppe WGAMA (Working Group on the Analysis and Management of Accidents) des CSNI (Committee on the Safety of Nuclear Installations) der NEA gegenwärtig erstellten sogenannten „Status report on TH passive systems design and safety assessment“.

#### 4.3.3.2 Versuchsbeschreibung

Die von der ENEA zur Verfügung gestellten Experimente tragen die Namen Test 7 Part 1 und Test 7 Part 2. Im ersten Teil wurde die Stabilität des Systems bei zwei verschiedenen Füllständen des HXP getestet. Der zweite Teil untersucht das Langzeitverhalten des Nachwärmeabfuhrsystems /BUC 19a/.

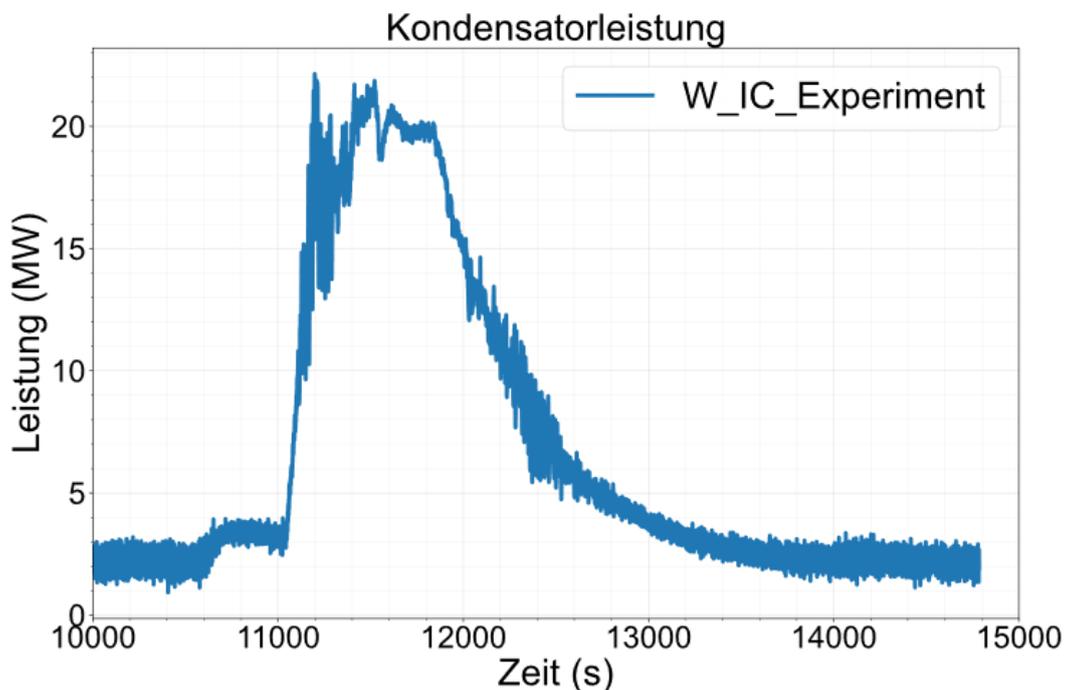
##### Test 7, Part 1

Das Experiment Test 7 Part 1 startet mit den in Tab. 4.7 aufgelisteten Startbedingungen. Der Heat-Exchanger-Pool (HX-Pool) ist vollständig geleert und steht unter einem etwas höheren Druck als der benachbarte Overall-Pool, so dass kein Wasser über die Dampf-düse vom Overall- in den HX-Pool strömen kann. Die untere Verbindungsleitung zwischen beiden Behältern ist geschlossen (Trigger-Ventil). In Abb. 4.79 bis Abb. 4.84 sind die wesentlichen Parameter in Abhängigkeit der Versuchsablaufs dargestellt. In Abb. 4.81 ist zusätzlich zur Eintrittstemperatur in den Wärmeübertrager auch die Sättigungstemperatur zum Druck P-B001A aus Abb. 4.80 oben rechts dargestellt. Man erkennt, dass die gemessene Temperatur deutlich über der Sättigungstemperatur liegt. Damit ist entweder der Dampf überhitzt oder der Druck wird ca. 5,5 bar zu niedrig gemessen. Letzteres ist wahrscheinlicher, da neben der Sättigungstemperatur auch die Eintrittstemperatur dem Druck folgt.

**Tab. 4.7** Start- und Randbedingungen Test 7 Part 1 /BUC 19a/

Größe	Wert	Größe	Wert
<b>Druckbehälter</b>		<b>HX-Pool</b>	
Druck	70,564 bar	Druck	1,0061 bar
Temperatur	291,5 °C	Temperatur	78,3 – 230,0 °C
Füllstand	-9,42 m	Füllstand	0,19
<b>Trigger-Ventil</b>		<b>Overall-Pool</b>	
Erstes Öffnen	10.475 s	Druck	1 bar
Erstes Schließen	10.608 s	Temperatur	15,4 °C
Zweites Öffnen	10.621 s	Füllstand	4,65 m
Zweites Schließen	10.655 s		
Letztes Öffnen	11.039 s		
Letztes Schließen	11.260 s		

Das Experiment startet mit dem Öffnen des Trigger-Ventils zum Zeitpunkt 10.475 s. Es wird kurz darauf geschlossen, wieder geöffnet und erneut geschlossen. Während der Öffnungsphasen strömt Wasser aus dem Overall-Pool in den HX-Pool (siehe Füllstände Abb. 4.83 und Abb. 4.84). Das in den HX-Pool eintretende Wasser erwärmt sich an den unteren Rohrleitungen und dem Austrittssammler des Wärmetauschers. Die Leistung des Wärmetauschers steigt dabei um ca. 1 MW an und bleibt bis zum letztmaligen Öffnen des Ventils nahezu konstant. Der Füllstand im HX-Pool nimmt dabei stetig ab. Zum Zeitpunkt 11.039 s öffnet das Ventil zum letzten Mal. Weiteres Wasser strömt in den HX-Pool und füllt ihn bis zur Höhe des oberen Sammlers. Die Leistung steigt dabei auf ungefähr 20 MW. Die Regelung der Dampfeinspeisung in den Druckbehälter kann nicht so schnell reagieren und der Druck im Primärkreis sinkt kurzzeitig auf ca. 56 bar. Bei 11.260 s wird das Ventil in der unteren Leitung geschlossen. Der Füllstand im HX-Pool sinkt daraufhin aufgrund der Verdampfung ab. Die Leistung des Wärmetauschers fällt erst ab ca. 11.800 s ab, da nun nicht mehr seine gesamte Länge mit Wasser benetzt wird. Der Füllstand im Overall-Pool steigt mit dem Schließen des Ventils wieder an, da der durch die Düse eingespeiste Dampf das Wasserinventar erwärmt und damit die Dichte verringert.



**Abb. 4.79** PERSEO-Test 7 Part 1: Kondensatorleistung /BUC 19a/

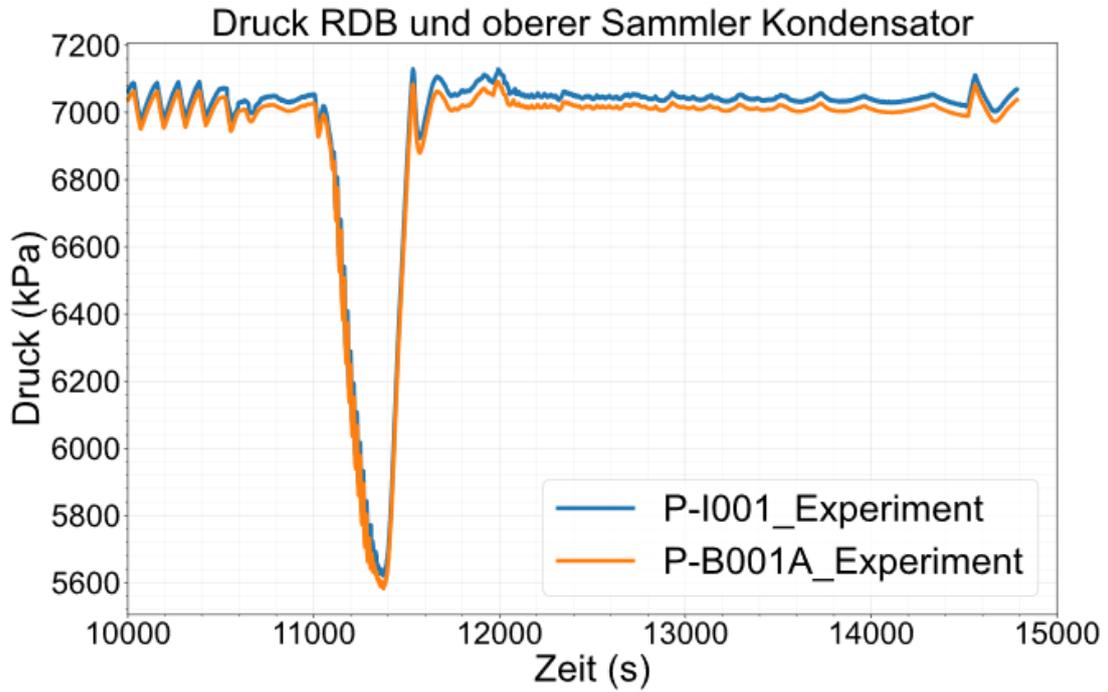


Abb. 4.80 PERSEO-Test 7 Part 1: Druck im RDB und oberem Sammler /BUC 19a/

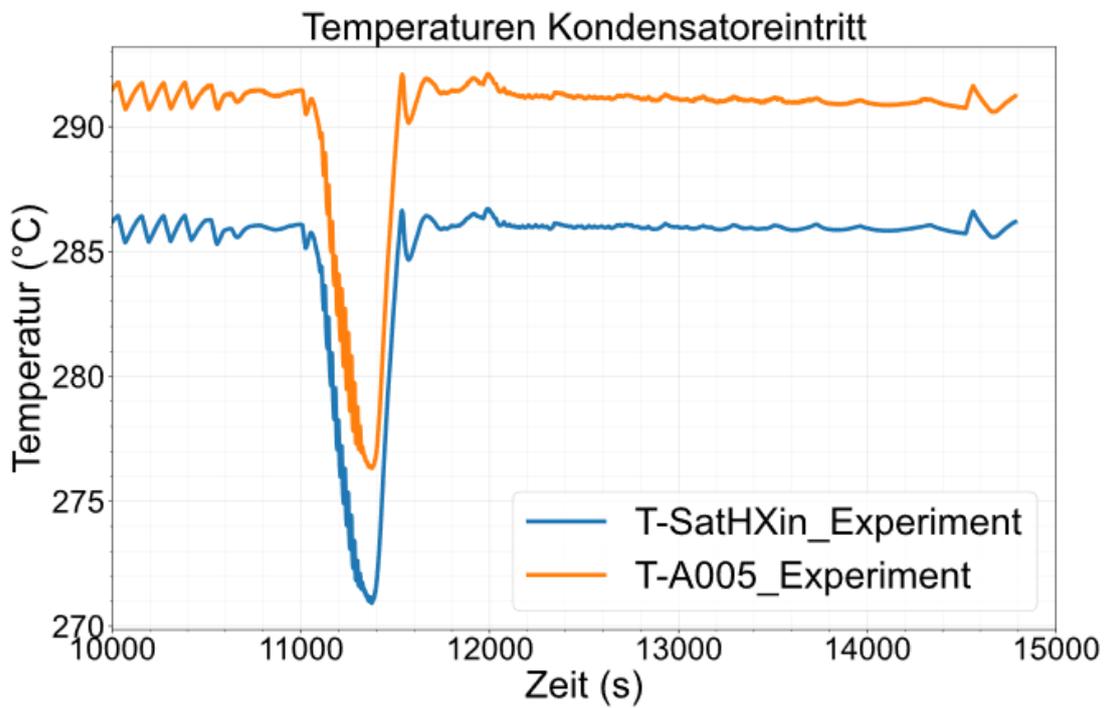


Abb. 4.81 PERSEO-Test 7 Part 1: Temperaturen am Kondensatoreintritt /BUC 19a/

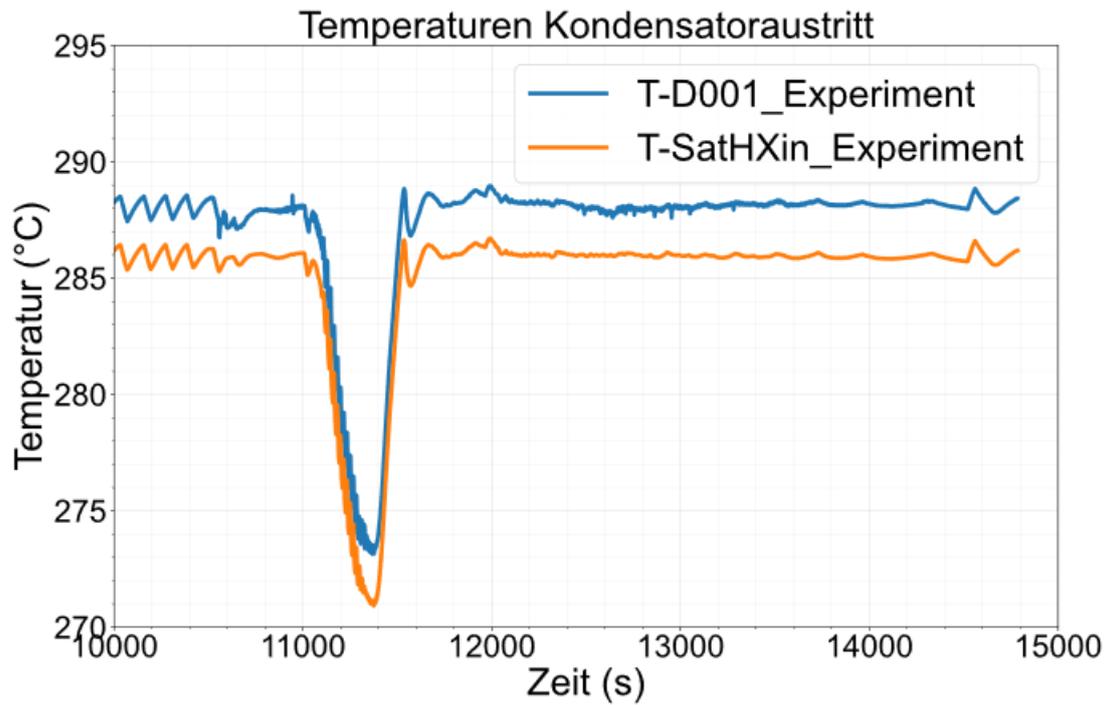


Abb. 4.82 PERSEO-Test 7 Part 1: Temperaturen am Kondensatoraustritt /BUC 19a/

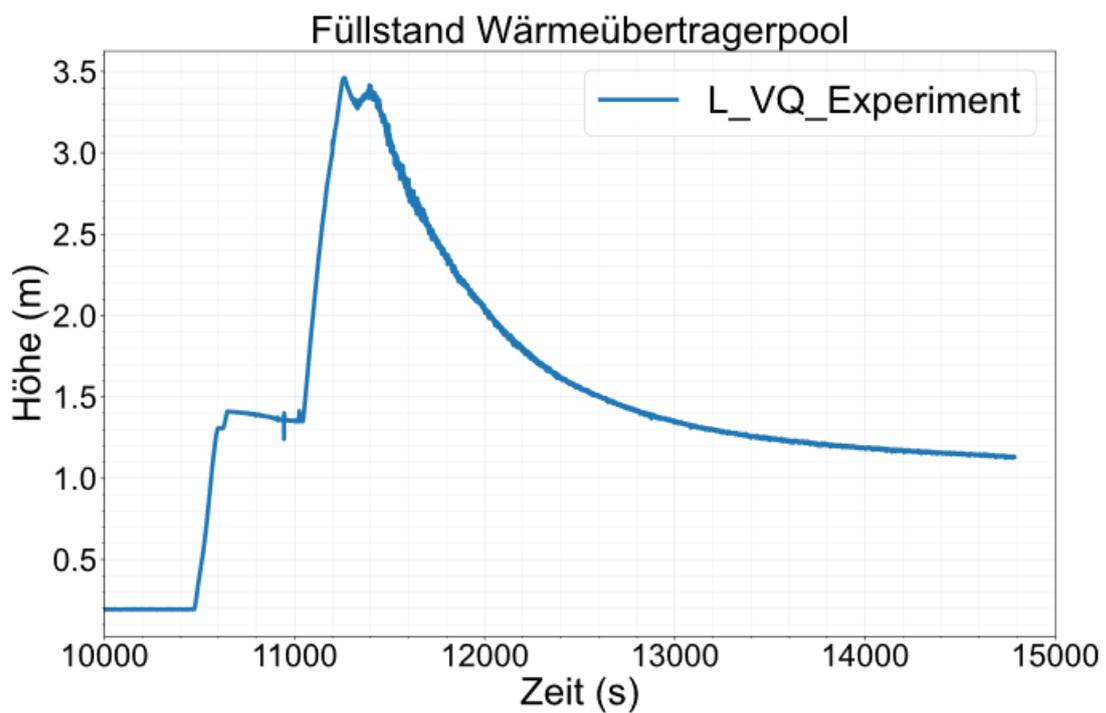
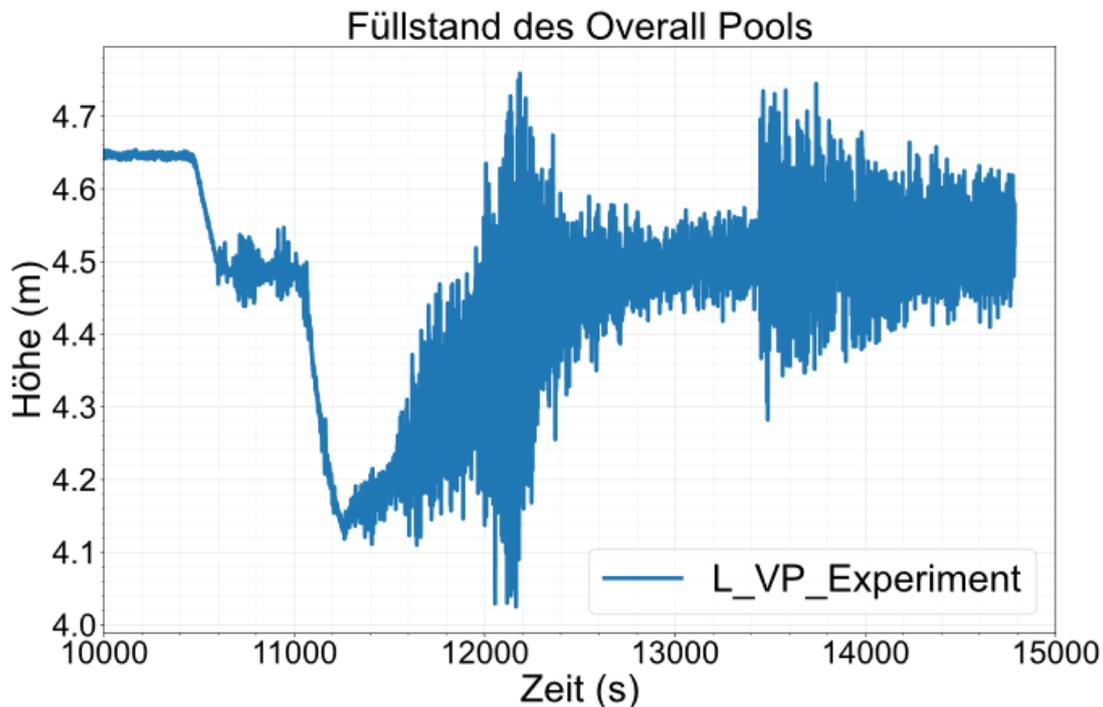


Abb. 4.83 PERSEO-Test 7 Part 1: Wärmeübertragerfüllstand /BUC 19a/



**Abb. 4.84** PERSEO-Test 7 Part 1: Poolfüllstand /BUC 19a/

### Test 7, Part 2

Die wesentlichen transienten Abläufe sind in dargestellt. In diesem Experiment wird das Ventil in der unteren Verbindungsleitung zwischen den beiden Behältern nur einmal, jedoch über einen längeren Zeitraum geöffnet. Es öffnet bei 300 s. Mit dem Öffnen des Ventils steigt der Füllstand im HX-Pool, während der Füllstand im Overall-Pool absinkt (Abb. 4.85 L\_VQ und L\_VP). Im HX-Pool steigt er auf ca. 3,3 m, fällt anschließend jedoch wieder ab und schwingt bis ca. 1.400 s, bis er sich stabilisiert hat. Die Wärmetauscherleistung (Abb. 4.85 W\_IC) folgt dem Füllstand und steigt zunächst auf ca. 20 MW, fällt aber beim Abfall des Füllstands auf 2,15 m ebenfalls ab (ca. 18,5 MW) /BUC 19a/.

Diese Schwingungen sind ebenfalls im Relativdruck des HX-Pools (Abb. 4.85 P\_Q001) zu erkennen. Dieser steigt zunächst an, da mit steigendem Füllstand und damit steigender Wärmetauscherleistung auch die Verdampfung im Pool ansteigt. Der erzeugte Dampf erhöht den Druck im HX-Pool /BUC 19a/.

**Tab. 4.8** Start- und Randbedingungen PERSEO-Test 7 Part 2 /BUC 19a/

Größe	Wert	Größe	Wert
<b>Druckbehälter</b>		<b>HX-Pool</b>	
Druck	70,519 bar	Druck	1,1223 bar
Temperatur	292 °C	Temperatur	103 – 191,3 °C
Füllstand	-9,68 m	Füllstand	1,12 m
<b>Trigger-Ventil</b>		<b>Overall-Pool</b>	
Öffnen	300 s	Druck	1 bar
Schließen	3.338 s	Temperatur	42,7 – 70 °C
<b>Discharge Valve</b>		Füllstand	4,52 m
Öffnen	1.150 s		

Dies verstärkt den Druck durch die Wassersäule im HX-Pool auf den Auslass der unteren Verbindungsleitung zum Overall-Pool und führt im Folgenden zu Rückströmungen, die jeweils einen Füllstandsabfall im HX-Pool zur Folge haben. Leider rauscht das Massensignalsignal F\_POOL (Abb. 4.85) sehr stark. Negative Peaks lassen sich jedoch auf die Maxima des Füllstands im HX-Pool übertragen (t = 600 s, 1.000 s, 1.200 s).

Mit stabilisiertem Füllstand ist zu erkennen, dass das Wasserinventar langsam durch die zum Zeitpunkt 1.150 s geöffnete Drainage und die Verdampfung im HX-Pool abfällt. Die Leistung des Wärmetauschers beginnt ab einem Füllstand von ca. 2,25 m im HX-Pool abzusinken (ca. 2.100 s). Dabei kann die Verdampfung selbst eigentlich nur einen bedingten Beitrag zum Füllstandsabfall liefern, da der im HX-Pool produzierte Dampf zunächst durch die Düse in das Wasserinventar des Overall-Pools geleitet und dort kondensiert wird.

Ab 3.338 s wird das Ventil in der unteren Verbindungsleitung geschlossen. Daraufhin fällt der Füllstand im HX-Pool exponentiell ab, da auch die Leistung des Wärmeübertragers immer weiter absinkt und mit fallender Leistung auch immer weniger Wasser verdampft. Der Abfall des Füllstands im Overall-Pool wird hingegen langsamer, da beide Behälter nun voneinander getrennt sind und kein Wasser mehr in den HX-Pool nachgespeist wird.

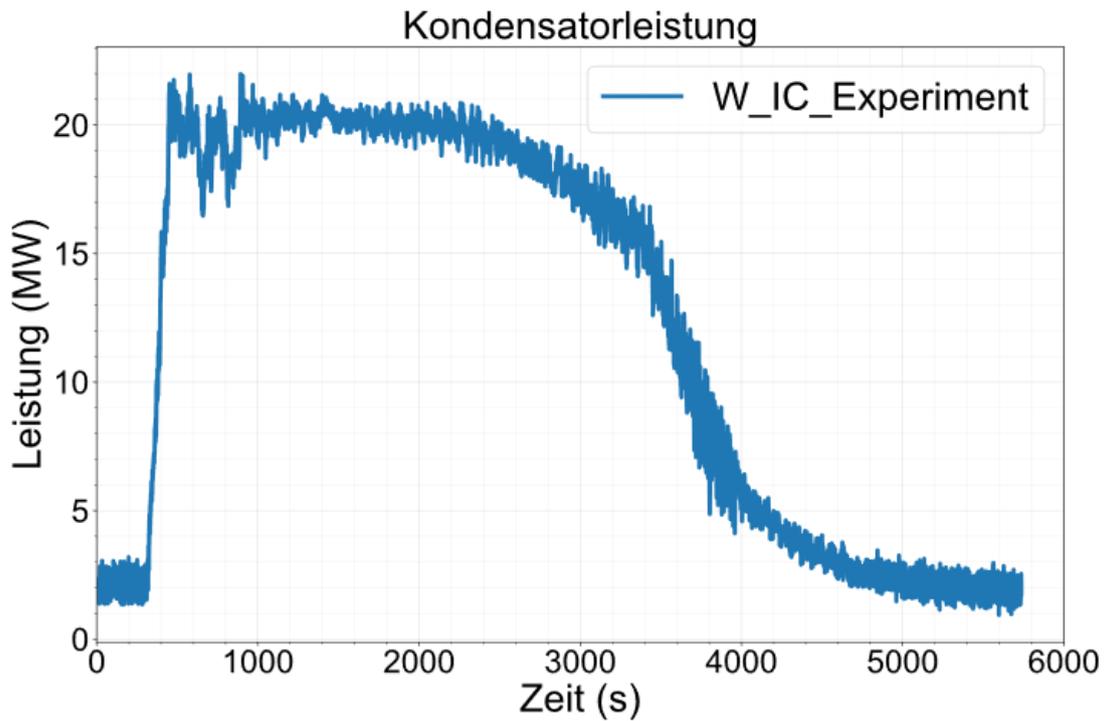


Abb. 4.85 PERSEO-Test 7 Part 2: Kondensatorleistung /BUC 19a/

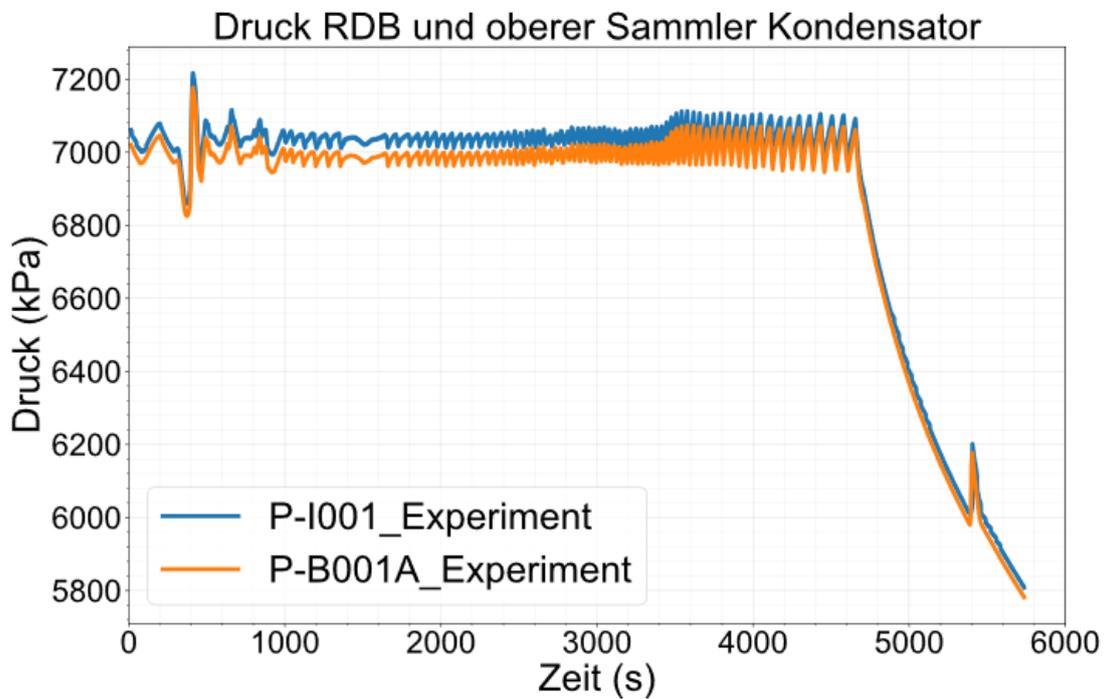


Abb. 4.86 PERSEO-Test 7 Part 2: Druck des RDB und oberen Sammlers /BUC 19a/

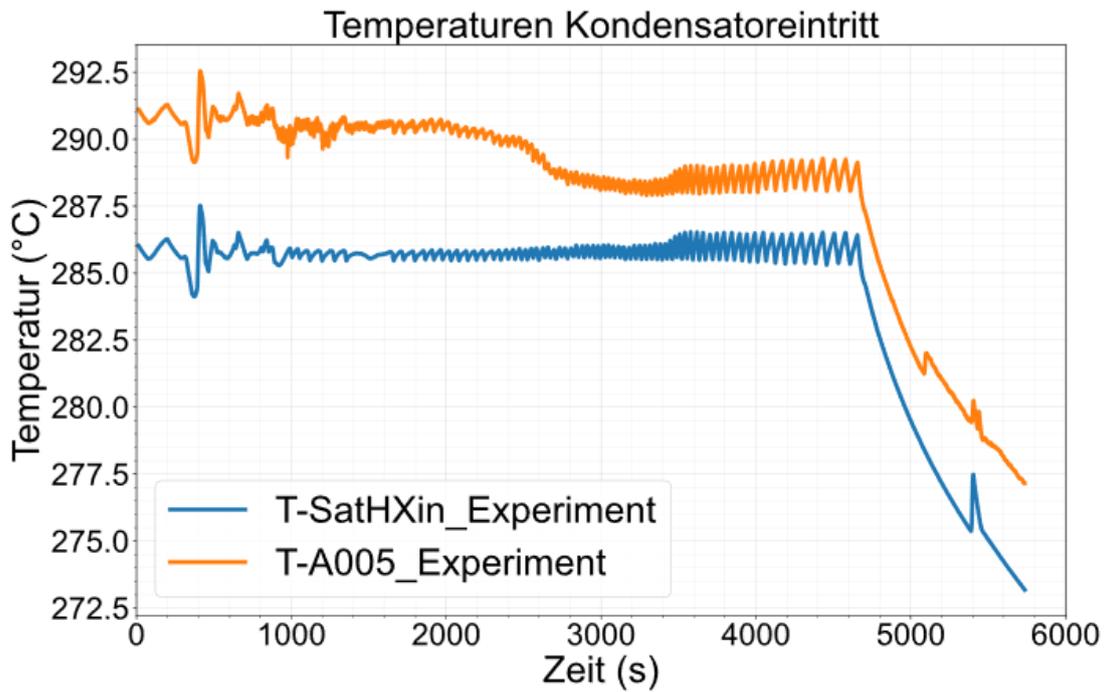


Abb. 4.87 PERSEO-Test 7 Part 2: Kondensatoraustrittstemperaturen /BUC 19a/

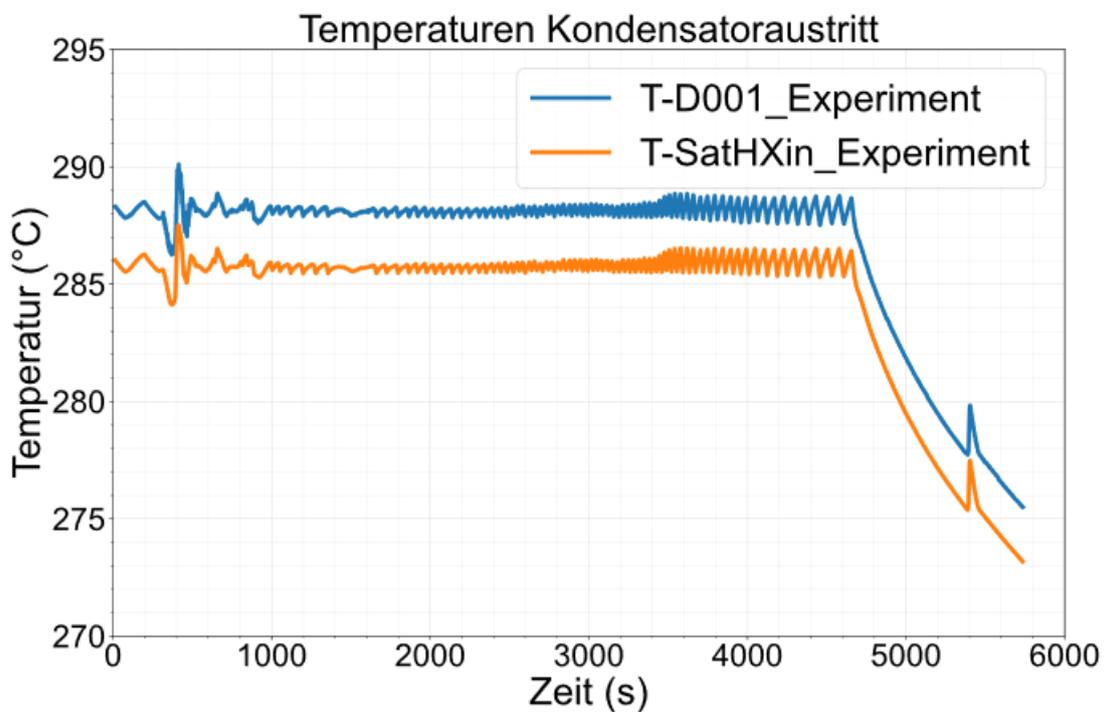


Abb. 4.88 PERSEO-Test 7 Part 2: Kondensatoreintrittstemperaturen /BUC 19a/

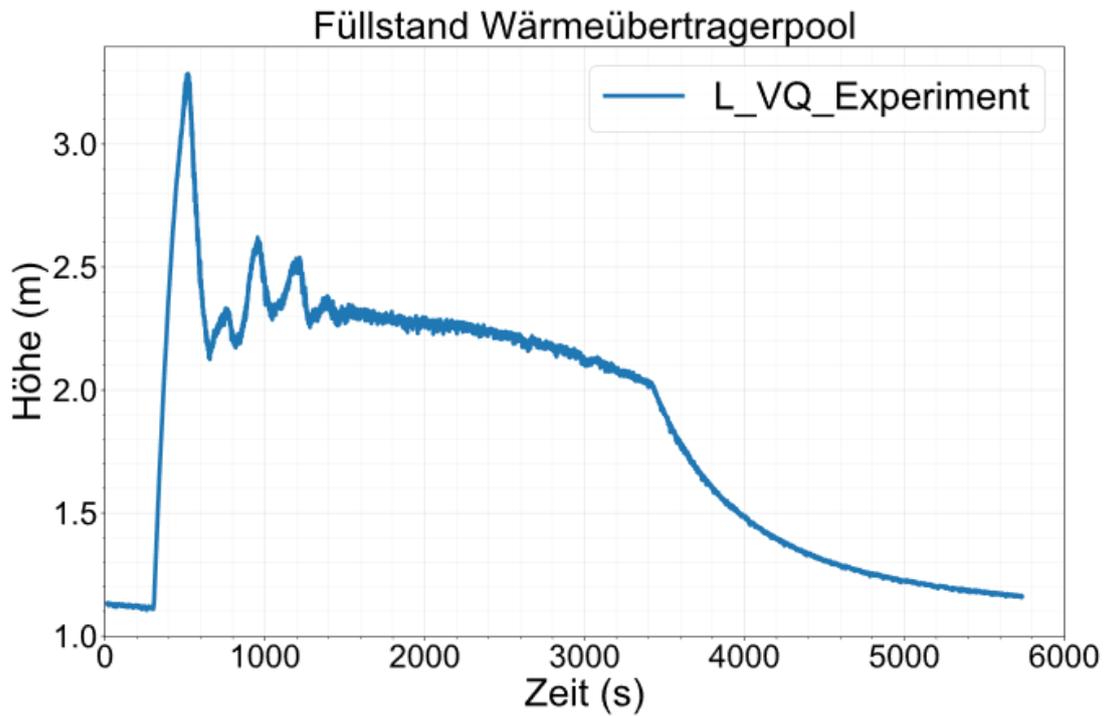


Abb. 4.89 PERSEO-Test 7 Part 2: Wärmeübertragerpoolfüllstand /BUC 19a/

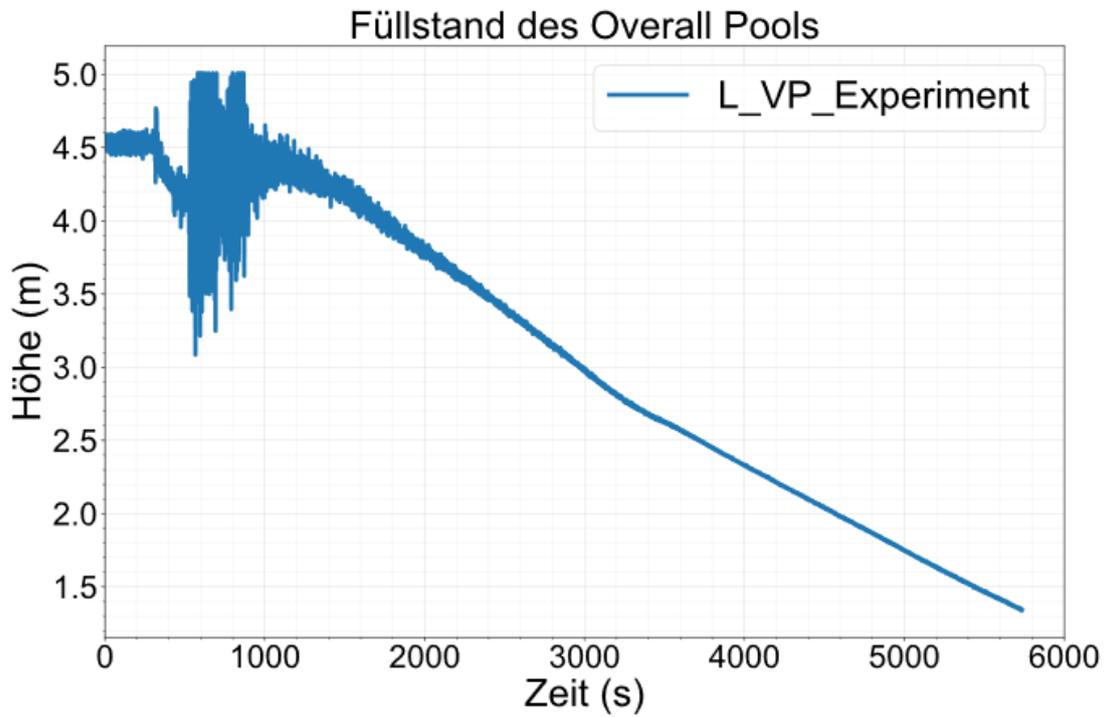
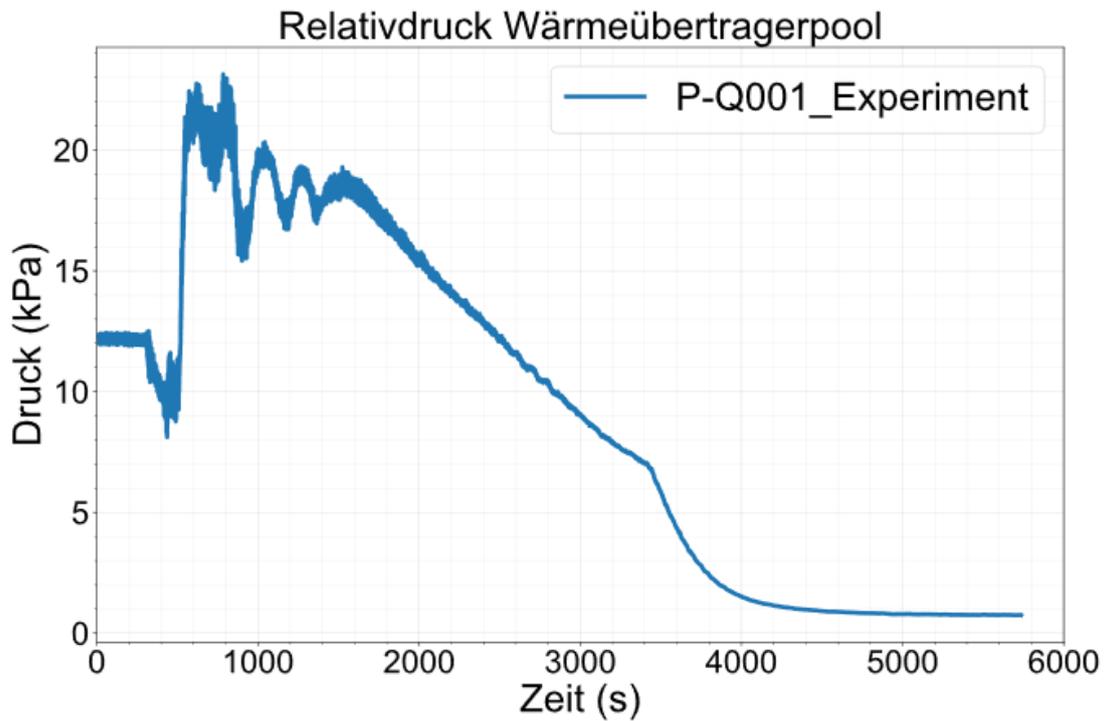
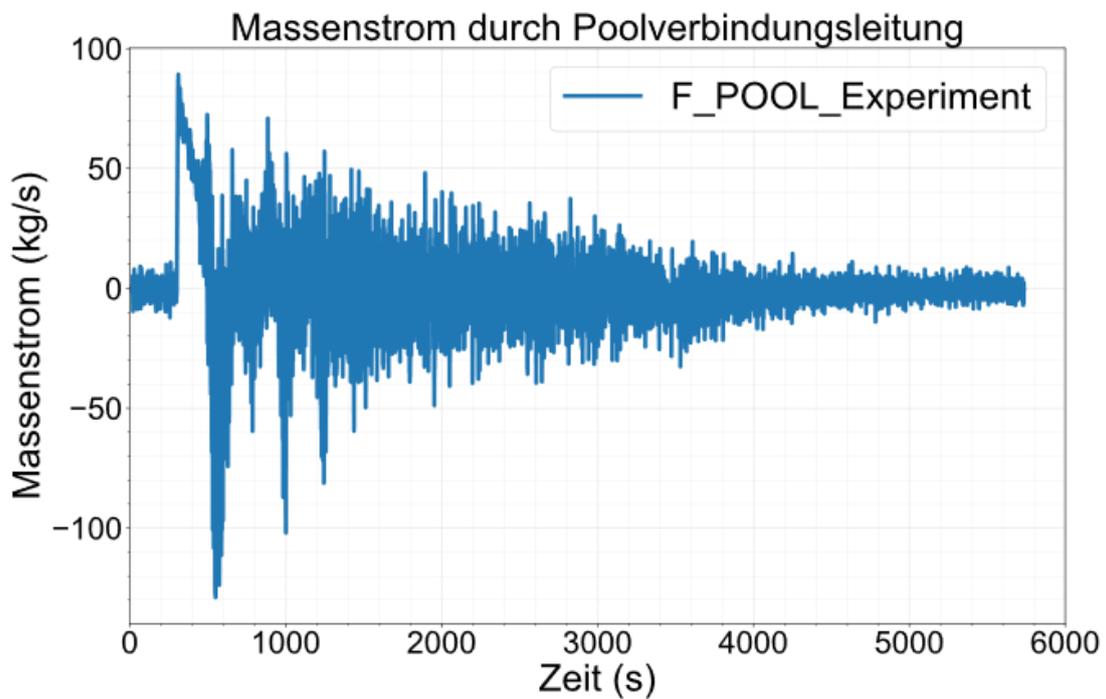


Abb. 4.90 PERSEO-Test 7 Part 2: Füllstand des Overall-Pools /BUC 19a/



**Abb. 4.91** PERSEO-Test 7 Part 2: Relativdruck des Wärmeübertragerpools /BUC 19a/



**Abb. 4.92** PERSEO-Test 7 Part 2: Massenstrom der Poolverbindungsleitung /BUC 19a/

Mit abnehmendem Füllstand im Overall-Pool nimmt auch die Druckdifferenz über die Düse ab, da die poolseitige Wassersäule immer leichter wird. Die Unterkante der Düse liegt bei ca. 3,27 m, so dass ab diesem Punkt kein Dampf mehr in die Wasservorlage, sondern direkt in die Atmosphäre des Behälters und damit über die Boil-Off-Line in die Umgebung gelangt.

#### **4.3.3.3 Modellierung der PERSEO-Anlage mit ATHLET**

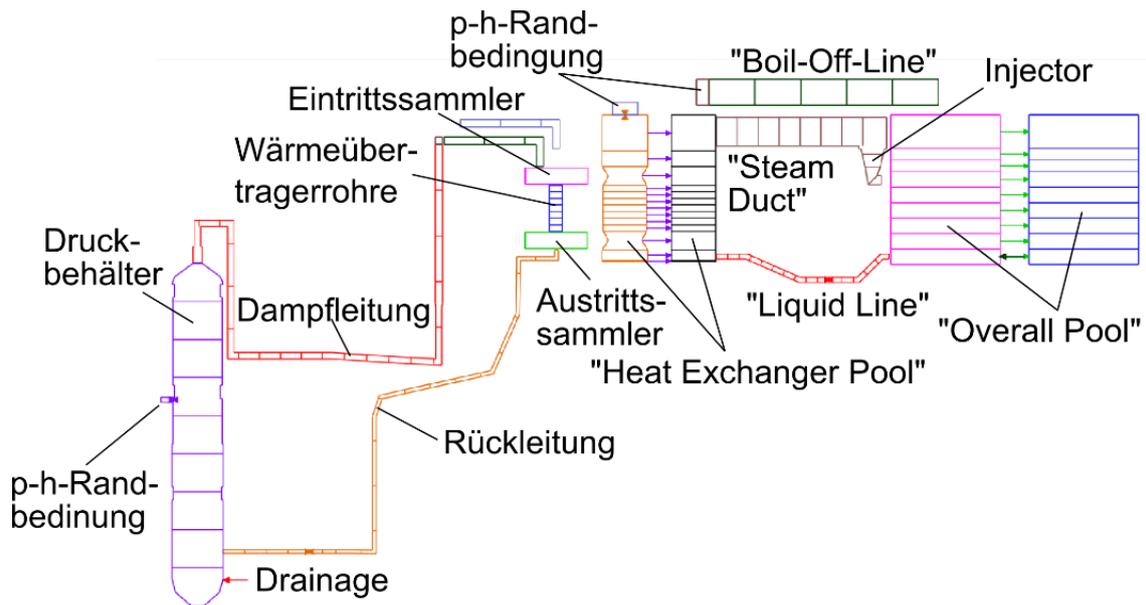
Eine Skizze des PERSEO-Teststands ist in Abb. 4.93 dargestellt. Im Wesentlichen besteht der Datensatz aus zwei getrennten thermohydraulischen Systemen. Das erste System beinhaltet den Druckbehälter, die Dampfleitung (Zulaufleitung in den Wärmeübertrager), den Wärmetauscher (bestehend aus Ein- und Austrittssammler und den Wärmetauscherrohren) sowie der Rückleitung. Weiterhin befindet sich am Druckbehälter eine sogenannte Druck-Enthalpie-Randbedingung (TDV, Time-Dependent Volume). Diese ist notwendig, da in den experimentellen Daten der Versuche keine Angaben zur Dampfeinspeisung (d. h. Massenstrom und Enthalpie) zu finden oder abzuleiten sind. Die Randbedingung kann durch Schließen eines Ventils deaktiviert werden. Um den Füllstand des Druckhalters durch Einspeisung von Dampf nicht zu hoch ansteigen zu lassen, wurde außerdem ein Fill-Objekt als Single-Junction-Pipe im unteren Bereich des Druckbehälters vorgesehen (Abb. 4.93 als Drainage bezeichnet). Über einen GCSM-Regler wird durch Ausströmen von Wasser der Füllstand konstant gehalten /BUC 19a/.

Das zweite thermohydraulische System besteht aus den beiden Behältern Heat-Exchanger-Pool (HXP) und Overall-Pool (OP), den beiden Verbindungsleitungen Liquid Line und Steam Duct sowie der Boil-Off-Line, über die der Overall-Pool mit der Atmosphäre verbunden ist. Dementsprechend gibt es weiterhin ein TDV am Ende der Boil-Off-Line. Ein weiteres TDV ist am oberen Bereich des HXP angeordnet, kann jedoch durch Schließen eines Ventils deaktiviert werden. Für die Nachrechnung des Versuchs Test 7 Part 1 ist dieses TDV nötig, um den Druck im HXP zu Beginn des Versuchs konstant halten zu können. Ansonsten kommt es zu einem kondensationsbedingten Druckabfall im HXP und einem darauffolgenden Ansaugen von Wasser aus dem OP über den Steam Duct in den HXP /BUC 19a/.

Beide Behälter sind als Zwei-Kanal-Modell erstellt worden, um eine Durchmischung des enthaltenen Fluids zu gewährleisten. Dabei ist der OP symmetrisch mittig geteilt, während der HXP aus einem mittleren, den Wärmetauscher beinhaltenden, und einem

äußeren Kanal besteht. Für den inneren Kanal wurde die Driftoption JDRIFT = 2 gewählt, um so die Bündelgeometrie der Außenseite des Wärmetauschers zu berücksichtigen.

Alle Strukturen wurden entsprechend der Dokumentation der Versuchsanlage definiert. Die Wärmeverluste an die Umgebung wurden dabei durch eine feste Außentemperatur und einen festen Wärmeübergangskoeffizienten von  $10 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  berücksichtigt /BUC 19a/.



**Abb. 4.93** ATHLET-Nodalisierung des PERSEO-Teststands /BUC 19a/

#### 4.3.3.4 Wesentliche Ergebnisse der Nachrechnungen

Erste Rechnungen haben gezeigt, dass die Standardversion ATHLET 3.2 die übertragene Leistung um bis zu 20 % unterschätzt (bezogen auf die experimentellen Daten). Die berechneten Wärmeübergangskoeffizient auf der Innenseite des Wärmetauschers liegen bei ca.  $5.100 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  /BUC 19a/. In der Literatur /PAP 10/ wird darauf hingewiesen, dass die Wärmeübergangskoeffizienten bei der Kondensation in vertikalen Rohren bei ca.  $8.000 - 11.000 \text{ W}/(\text{m}^2\text{K})$  liegen. Die in /PAP 10/ ebenfalls dargestellten Wärmeübergangskorrelationen wurden in eine Entwicklerversion von ATHLET 3.2 eingepflegt. Die im Folgenden präsentierten Ergebnisse wurden mit dieser Entwicklerversion berechnet /BUC 19a/.

## Test 7, Part 1

Die Startbedingungen des Tests sowie die Zeitpunkte des Öffnens und Schließens des Ventils in der unteren Verbindungsleitung zwischen beiden Behältern wurden entsprechend Tab. 4.7 vorgegeben. Eine Ausnahme hiervon bildet der HX-Pool. Der Füllstand wurde auf 0,1 m (vollständig entleert) und der Relativdruck auf 0,125 bar gesetzt. Ersteres war nötig, da sonst das im Behälter stehende Wasser verdampft wäre und so kein stationärer Zustand erreicht worden wäre. Der erhöhte Relativdruck hingegen verhinderte, dass Wasser aus dem Overall-Pool in den HX-Pool über die obere Leitung strömen konnte.

Weiterhin wurde der Behälter vollständig mit Luft gefüllt (in CW MULTICOMP XQVMCI = 1). Zu Beginn der Rechnung wurde das TDV oberhalb des HX-Pools genutzt, um den Druck im Behälter konstant zu halten. Das TDV wird durch Schließen des entsprechenden Ventils 5 s nach Öffnen des unteren Ventils und damit Start des Experiments deaktiviert. Erfolgt dies nicht, so führen kondensationsinduzierte Druckschwankungen zu Beginn des Experiments zu einem zu starken Druckabfall im Behälter (Abb. 4.94). Dies führte im Folgenden zu einem Ansaugen von Wasser aus dem Overall-Pool durch die Düse in den HX-Pool.

Mit dem ersten und anschließenden zweiten Öffnen des Ventils (siehe Tab. 4.7) steigt der Füllstand im HX-Pool durch Überströmen von Wasser durch die untere Leitung auf ein Plateau von ca. 1,4 m (Abb. 4.95 und Abb. 4.96). In diesem Zusammenhang steigt auch die Leistung des Wärmeübertragers auf ca. 3,5 MW (Abb. 4.97). Im Experiment sind es 4,5 – 4 MW. Zum Zeitpunkt 11.039 s wird das Ventil erneut geöffnet (bis 11.260 s). Der Füllstand im HX-Pool steigt in guter Übereinstimmung zum Experiment auf ca. 3,4 m. Mit Schließen des Ventils fällt der Füllstand im HX-Pool exponentiell ab, da das Wasserinventar verdampft; gleichzeitig fällt jedoch mit fallendem Füllstand auch die Leistung des Wärmetauschers ab, wodurch der Füllstandsabfall abgebremst wird. Weiterhin steigt nach dem Schließen des Ventils der Füllstand im Overall-Pool wieder an (Abb. 4.98), da der über die Düse einströmende Dampf aus dem HX-Pool im Wasser des Overall-Pools kondensiert und damit zum einen die Wassermasse im Behälter vergrößert und zum anderen durch den Wärmeeintrag die mittlere Temperatur des Wassers und damit auch dessen spezifisches Volumen erhöht. Die in der Simulation übertragene Leistung im Bereich des hohen Füllstands liegt bei ungefähr 18 MW (20 MW im Experiment). Damit unterschätzt ATHLET mit den erweiterten Korrelationen für die

Kondensation in vertikalen Rohren die Leistung um ca. 10 % (bezogen auf die experimentelle Leistung).

Mit dem finalen Öffnen der Armatur in der unteren Leitung steigt die Leistung des Wärmetauschers derart stark an, dass die Regelung der Dampfeinspeisung in den Druckbehälter nicht nachkommt. Infolgedessen fällt der Druck (P-I001 und P-B001A) von ca. 70 bar auf ca. 56 bar ab, wird dann jedoch nachgeregelt, so dass er bei 11.500 s wieder 70 bar erreicht. Da keine Informationen über die Leistungsregelung des Druckbehälters zur Verfügung standen, wurde der Druck durch ein TDV konstant gehalten und der Druckabfall konnte so nicht nachgebildet werden. Das gleiche gilt auch für die Eintrittstemperatur in den Wärmetauscher T-A005 (Abb. 4.99), da diese dem Druck folgt.

Ebenfalls kann der zu beobachtende Leistungseinbruch durch die verringerte Temperaturdifferenz über den Wärmetauscher nicht von der Simulation wiedergegeben werden (Abb. 4.99 und Abb. 4.100).

Der Relativdruck wurde, wie oben beschrieben, für die stationäre Rechnung auf 0,125 bar gesetzt (Abb. 4.101), um eine Rückströmung von Wasser aus dem Overall-Pool in den HX-Pool über die obere Leitung zu vermeiden. Mit Ansteigen der Leistung des Wärmetauschers und Beginn der Dampfproduktion an dessen Außenseite, gleichen sich Experiment und Simulation jedoch an. Im weiteren Verlauf steigt der Relativdruck in der Simulation stärker an als im Experiment. Ein Grund dafür kann der nicht simulierte Leistungseinbruch durch den Abfall des Druckbehälterdrucks sein, durch den im Experiment kurzzeitig weniger Dampf als in der Simulation erzeugt wird und dadurch der Druck im Experiment weniger stark ansteigt. Ab ca. 12.000 s werden die Differenzen zwischen Experiment und Simulation wieder deutlich kleiner.

Der Dampf, der im HX-Pool erzeugt wird, strömt durch die Steam Duct genannte Leitung über eine Düse (Injector) in den Overall-Pool. Der Auslass der Düse befindet sich in einer Höhe von 3,27 m im Overall-Pool. Der eingeblasene Dampf kondensiert im Wasserinventar und beeinflusst den Füllstand im Behälter zum einen, durch die eingetragene Masse und zum anderen, durch die sich in Folge der Erwärmung ändernde Dichte des Wassers. In Abb. 4.102 bis Abb. 4.105 sind die Temperaturen in verschiedenen Höhen im Overall-Pool dargestellt. Es ist zu erkennen, dass der Wärmeeintrag auch in der Simulation zu einer Erwärmung des Behälters führt, jedoch erwärmt sich der obere Bereich (bis 2,495 m) stärker und der untere Bereich (ab 2,195 m) schwächer als im Experiment.

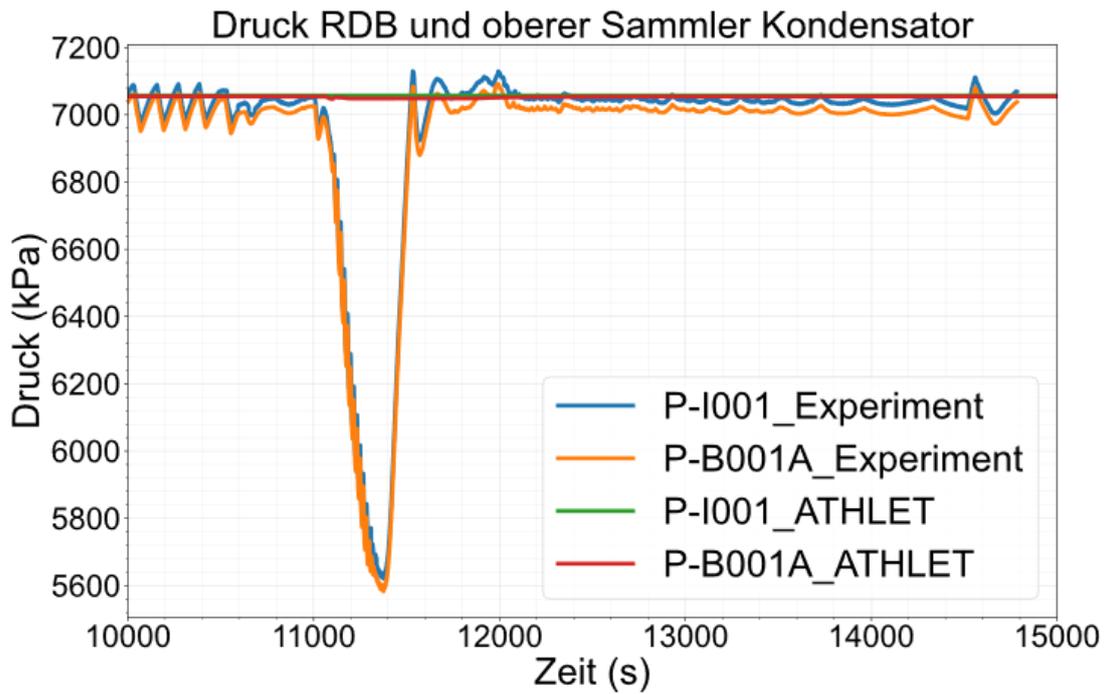


Abb. 4.94 Test 7 Part 1: Vergleich der Drücke im RDB und oberen Sammler /BUC 19a/

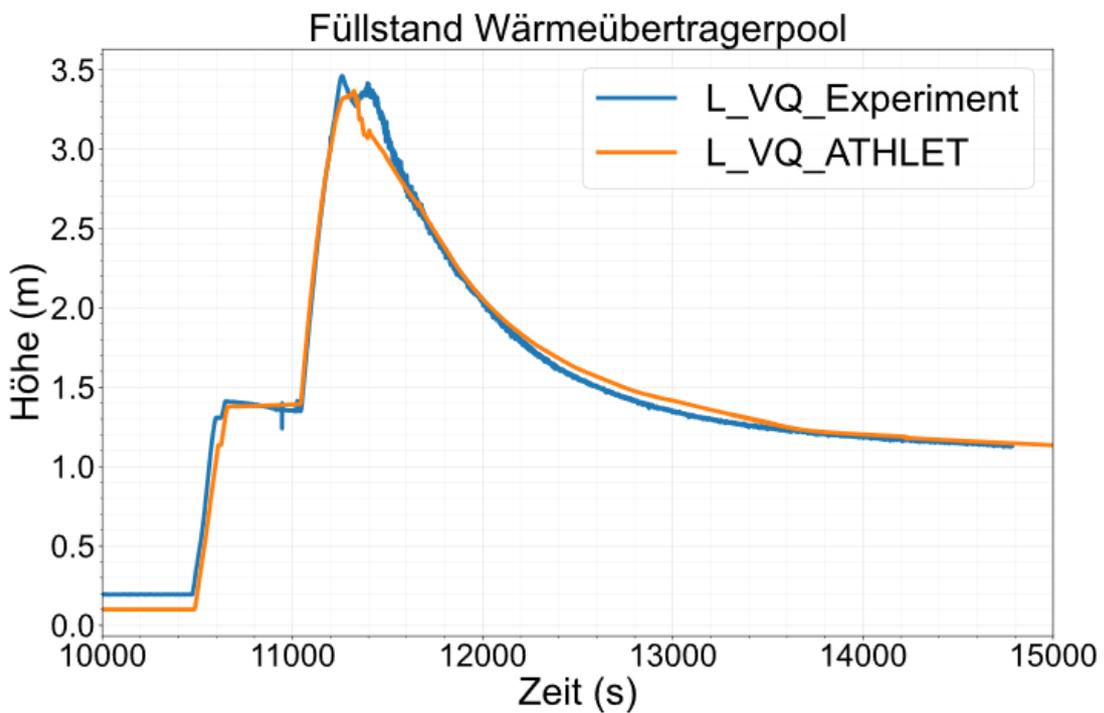
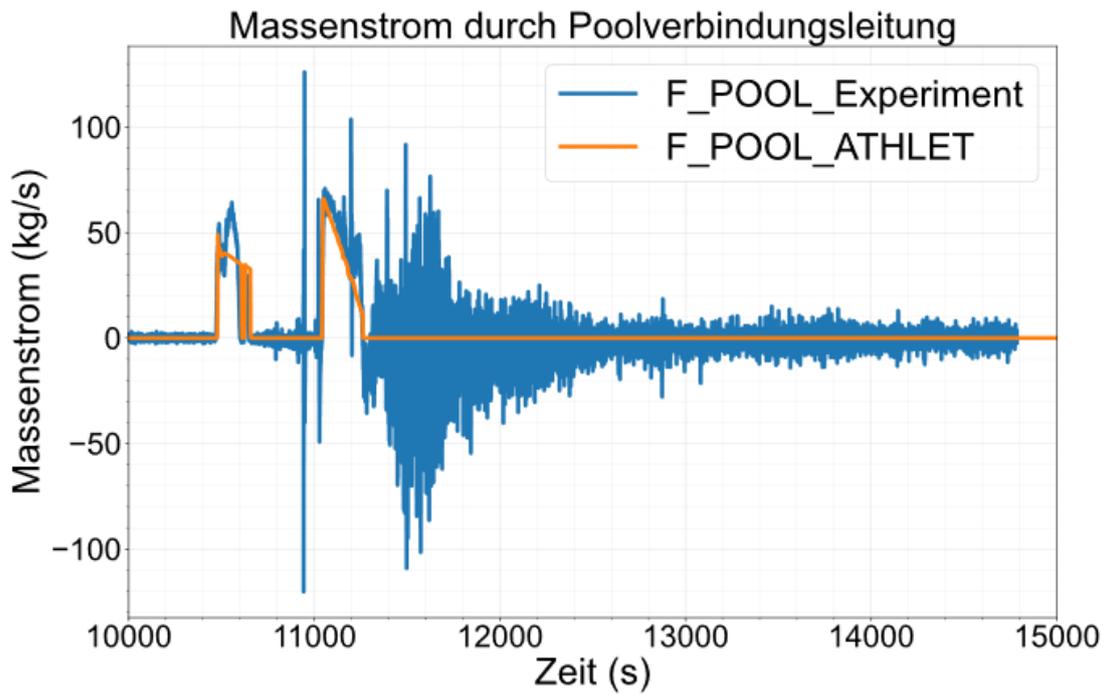
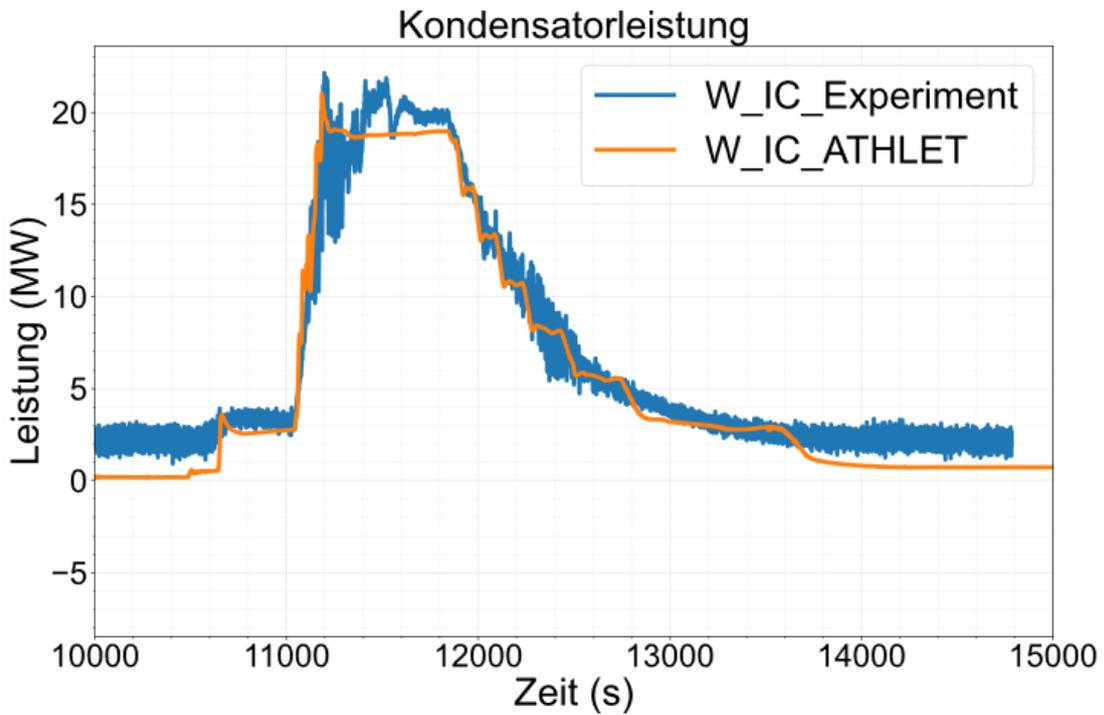


Abb. 4.95 Test 7 Part 1: Vergleich des Füllstands im Wärmeübertragerpool /BUC 19a/



**Abb. 4.96** Test 7 Part 1: Vergleich des Massenstroms durch die Poolverbindungsleitung /BUC 19a/



**Abb. 4.97** Test 7 Part 1: Vergleich der Kondensatorleistung /BUC 19a/

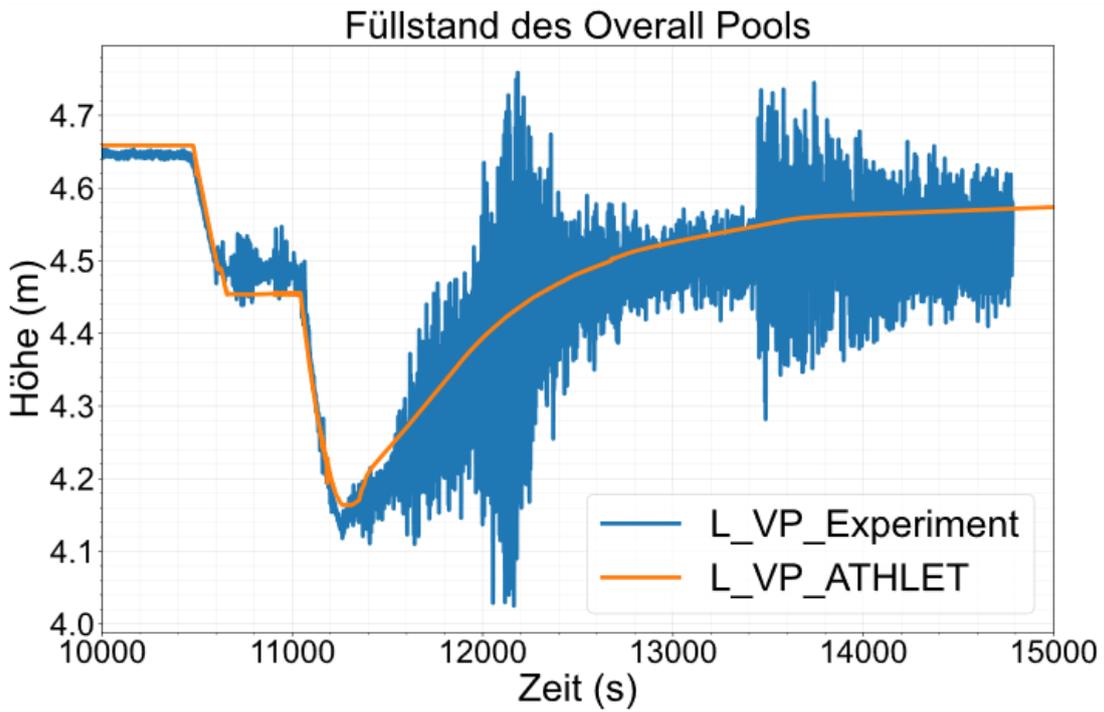


Abb. 4.98 Test 7 Part 1: Vergleich des Füllstands im Overall-Pool /BUC 19a/

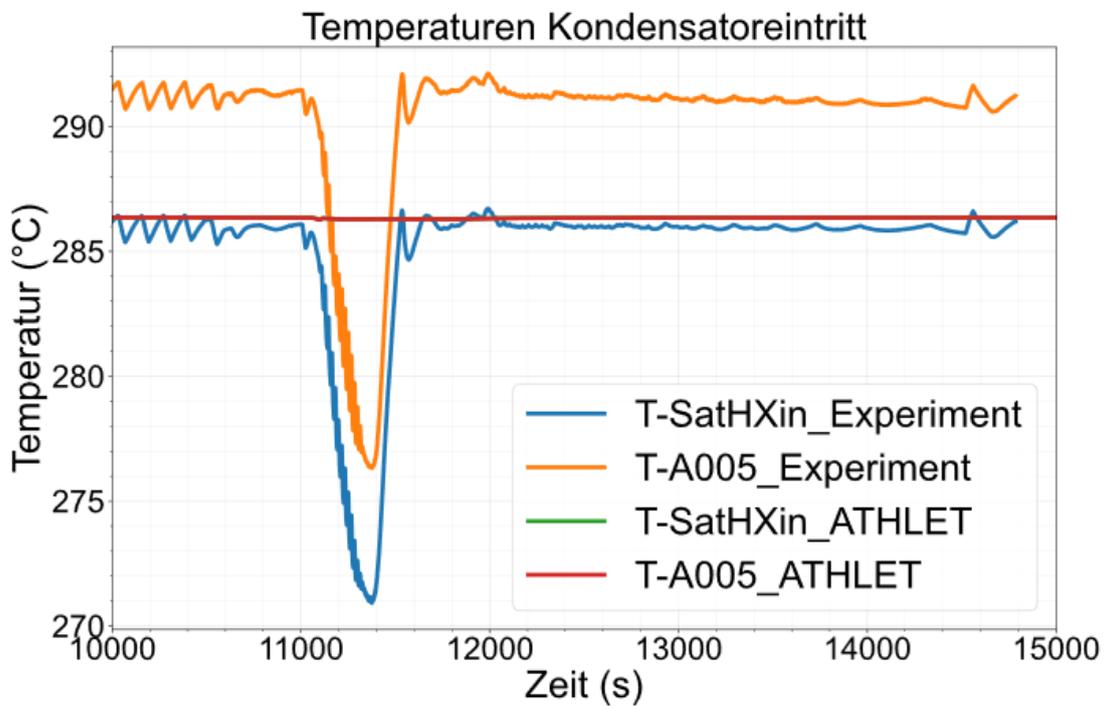


Abb. 4.99 Test 7 Part 1: Vergleich der Kondensatoreintrittstemperatur /BUC 19a/

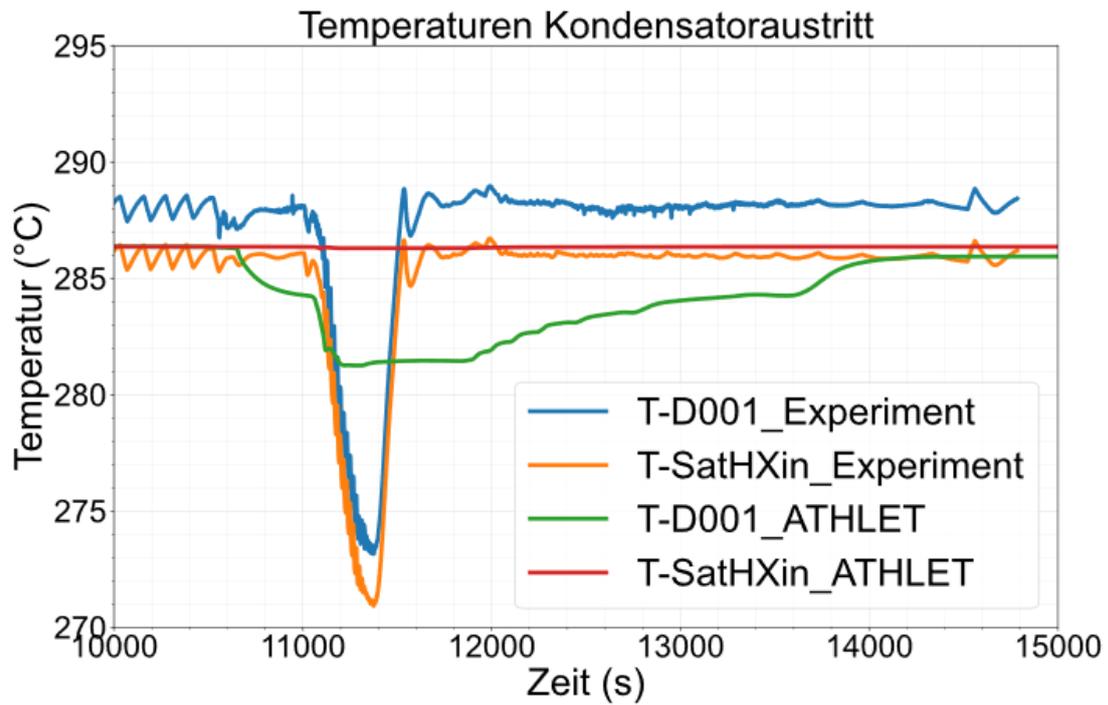


Abb. 4.100 Test 7 Part 1: Vergleich der Kondensatoraustrittstemperatur /BUC 19a/

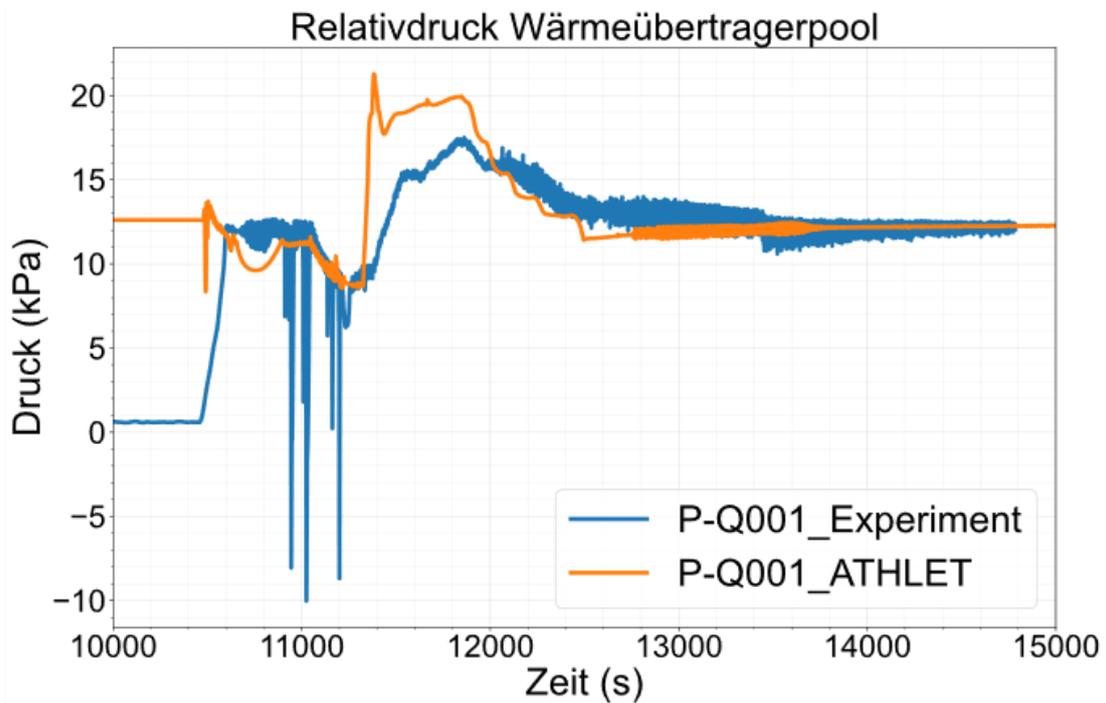
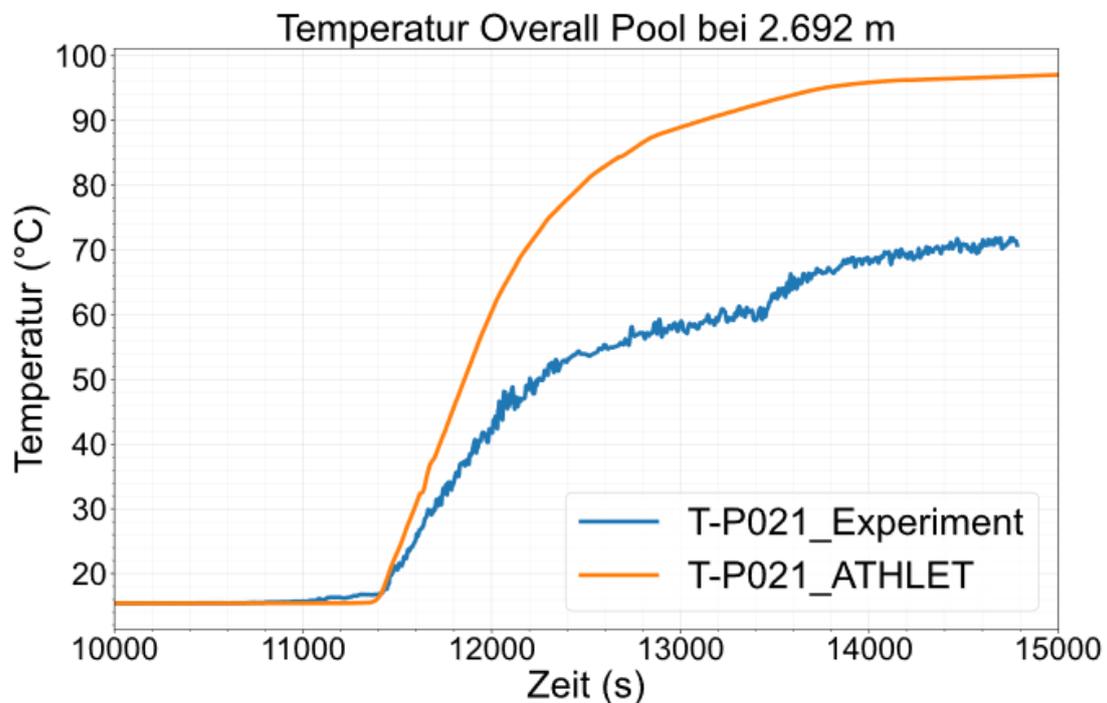
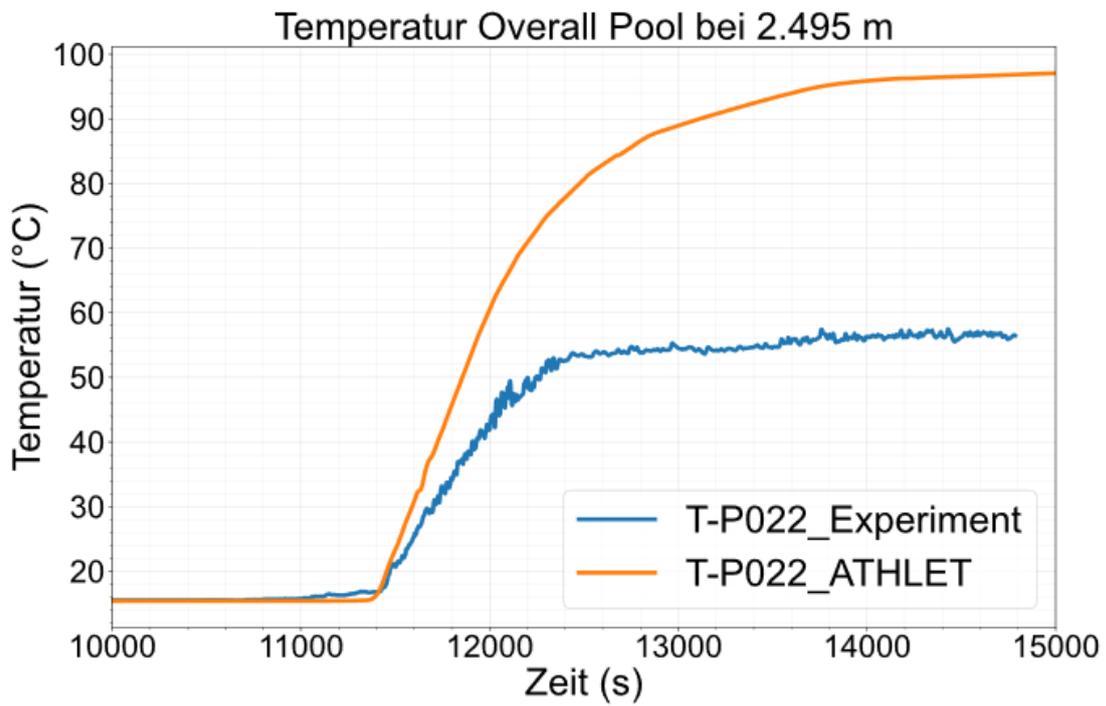


Abb. 4.101 Test 7 Part 1: Vergleich des Relativdrucks im Wärmeübertragerpool /BUC 19a/

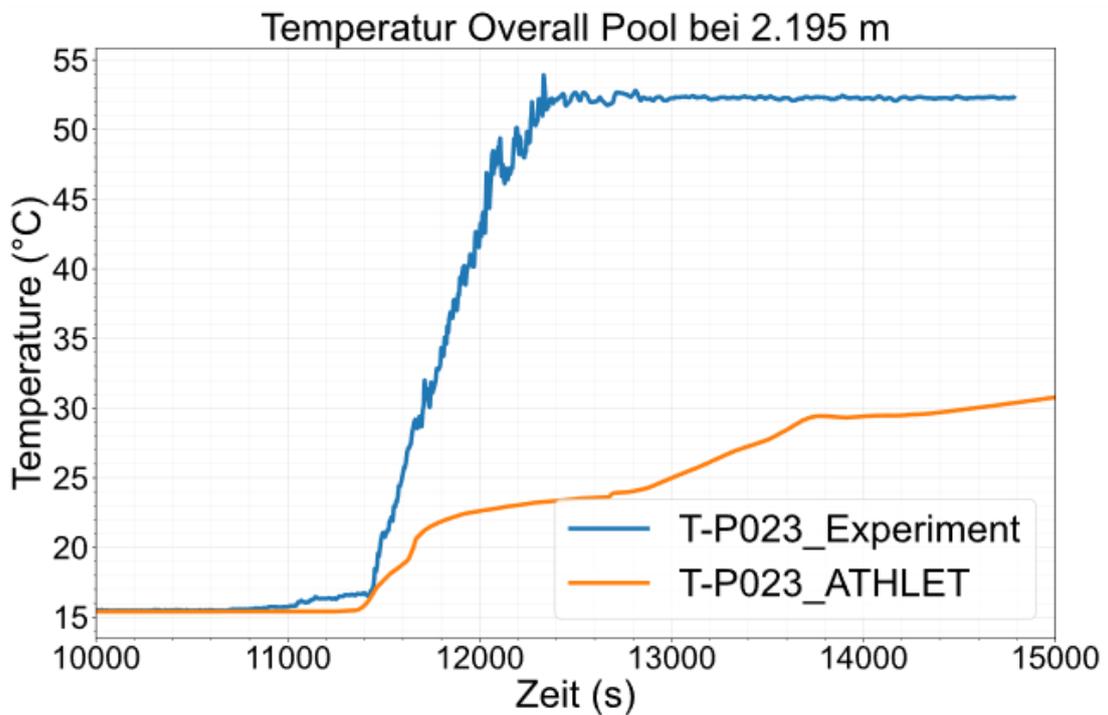
Die Vermischung im Behälter wird somit unterschätzt (Abb. 4.102 bis Abb. 4.105), jedoch stimmt in Summe der Energie- und Masseneintrag in den Overall-Pool mit dem Experiment überein, denn der Verlauf des Füllstands ist gut wiedergegeben. Tendenziell würde allerdings eine zu hohe Temperatur über der Düse zu einem Unterschätzen des HX-Pool-Druckes führen, da die Wassersäule über der Düse zu „leicht“ wird. Dementsprechend würde die Sättigungstemperatur im HX-Pool etwas zu niedrig ausfallen, wodurch die Leistung aufgrund der höheren Temperaturdifferenz ansteigt. Für den betrachteten Fall ist dieser beschriebene Einfluss allerdings vernachlässigbar. Eine Nutzung des 3D-Moduls von ATHLET mit einem 3D-Modell des Behälters könnte hier dennoch bessere Ergebnisse produzieren /BUC 19a/.



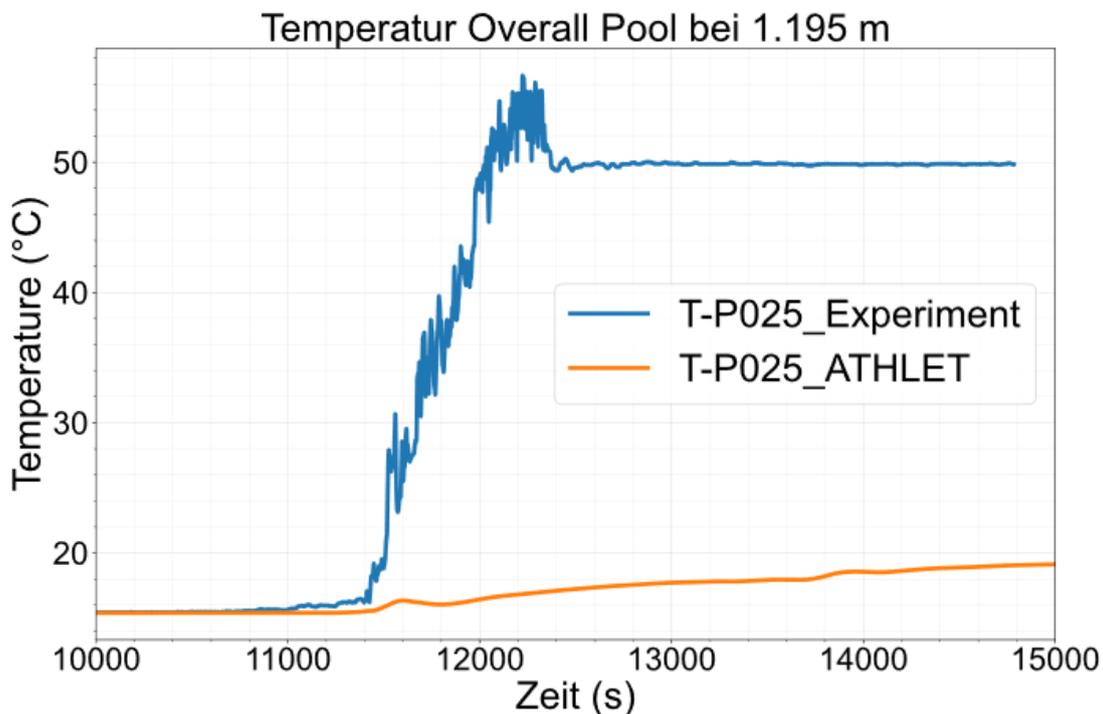
**Abb. 4.102** Test 7 Part 1: Vergleich der Temperaturen auf 2,692 m im Overall-Pool /BUC 19a/



**Abb. 4.103** Test 7 Part 1: Vergleich der Temperaturen auf 2,495 m im Overall-Pool /BUC 19a/



**Abb. 4.104** Test 7 Part 1: Vergleich der Temperaturen auf 2,195 m im Overall-Pool /BUC 19a/



**Abb. 4.105** Test 7 Part 1: Vergleich der Temperaturen auf 1,195 m im Overall-Pool /BUC 19a/

### Test 7, Part 2

Die Startbedingungen sowie die Zeitpunkte des Öffnens und Schließens des Ventils in der unteren Leitung, des Startens der Drainage des Overall-Pools und des Druckabsenkens, wurden analog der experimentellen Daten für die Simulation übernommen. Der Massenstrom der Drainage wurde auf konstant 18 kg/s gesetzt, da hier die besten Übereinstimmungen der Simulation mit den experimentellen Daten erreicht werden konnten. Details zur Drainage sind, den Zeitpunkt ausgenommen, keine bekannt. Die Druckabsenkung wurde in der Simulation durch Deaktivierung des TDVs am Druckbehälter modelliert. Wie diese jedoch im Detail abläuft, ist aus den experimentellen Daten nicht ersichtlich.

Bei 300 s wird das untere Ventil geöffnet und Wasser aus dem Overall-Pool strömt in den HX-Pool (Abb. 4.106). Dementsprechend steigt der Füllstand im HX-Pool (Abb. 4.107), während er im Overall-Pool (Abb. 4.108) abfällt. Der Füllstand im HX-Pool steigt auf ca. 3,05 m an, während er im Experiment auf 3,3 m ansteigt. Mit steigendem

Füllstand steigt auch die Verdampfungsrate im HX-Pool an, wodurch auch dessen Druck (Abb. 4.109) zunimmt. In Abb. 4.85 unten links sind die Drücke am Ein- und Austritt der unteren Verbindungsleitung aufgetragen (Abb. 4.110). Es ist zu erkennen, dass die Peaks im Relativdruck des HX-Pools auch zu den Peaks im Druck P-LL-HP führen. Diese Peaks sind höher als der Druck auf der anderen Seite der Leitung (P-LL-OP) und führen zu einer Rückströmung (zu sehen in F\_POOL in Abb. 4.106).

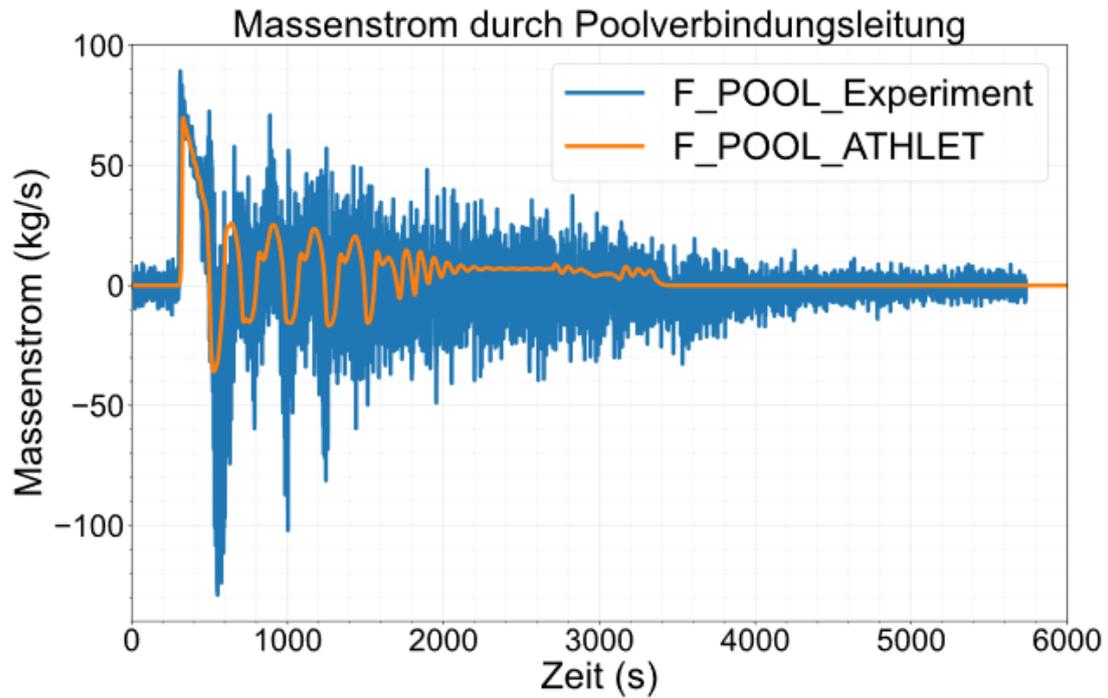
Die Rückströmungen führen zu einem Abfall des Füllstandes im HX-Pool und einem leichten Abfall der Leistung (Abb. 4.111) des Wärmetauschers. Dadurch sinkt der Relativdruck ebenfalls ab und führt in Kombination mit der fallenden Wassersäule im HX-Pool wiederum zu einer Strömungsumkehr in der unteren Leitung. Diese Oszillationen sind bis ungefähr 2.000 s beobachtbar, werden jedoch schon ab ca. 1.600 s gedämpft. Die Leistung in der Simulation befindet sich ungefähr 5 – 10 % unter der experimentellen Leistung (bezogen auf die experimentelle Leistung).

Zur Beschleunigung des Absinkens des Füllstandes des Overall-Pools wird ab 1.150 s zusätzlich Wasser aus dem Behälter abgepumpt. Zum Zeitpunkt 3.338 s wird das Ventil zwischen beiden Behältern geschlossen. Man erkennt am Füllstand im HX-Pool, dass dieser nun exponentiell abfällt, während die Füllstandsabfallsrate im Overall-Pool kleiner wird. Beides wird von ATHLET gut wiedergegeben.

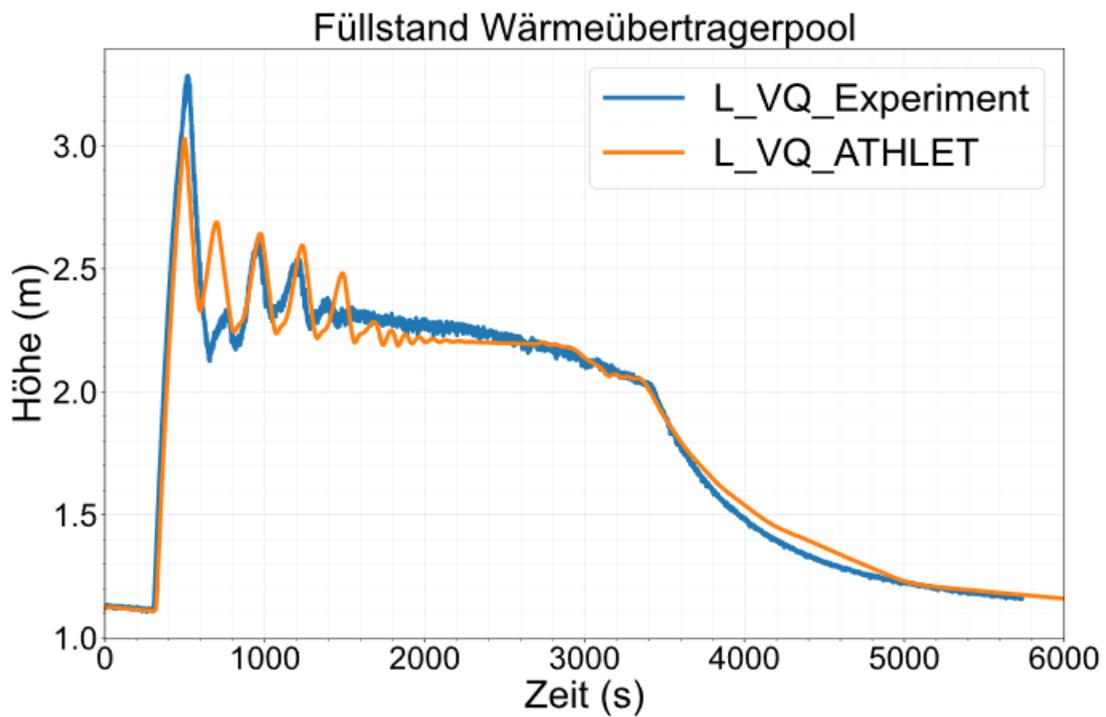
Unterschiede zwischen Simulation und Experiment in den Temperaturen des Overall-Pools prägen sich in diesem Fall, verglichen mit Test 7 Part 1, nicht so stark aus, da hier die Temperaturen sehr schnell die Sättigungstemperatur erreichen (Abb. 4.112 und Abb. 4.113). Dennoch erkennt man in Abb. 4.114 bis Abb. 4.117, dass sie im oberen Bereich bis 2,495 m stärker und im unteren Bereich ab 2,195 m langsamer ansteigen als im Experiment. Weiterhin erkennt man, dass die gemessene Temperatur T-P021 über den Zeitraum des Experiments keinen Dampf sieht, T-P022 ab 4.400 s und T-P023 ab 5.000 s. Dies ist insofern verwunderlich, als dass zum einen der Füllstand den Sensor T-P021 ungefähr zum Zeitpunkt 3.300 s unterschreitet (T-P022 3.700 s und T-P023 4.300 s). In der Simulation befinden sich die Temperaturen T-P022 und T-P021 im gleichen Kontrollvolumen und zeigen daher das gleiche Verhalten. Sobald der Gemischspiegel die entsprechende Zone verlässt, springt das Temperatursignal auf die Dampf-/Luft-Temperatur.

Die Druckabsenkung am Ende des Tests (ab 4.685 s) führt zu einem Abfall des Drucks und der Temperaturen im Druckbehälter wie auch innerhalb des Wärmetauschers

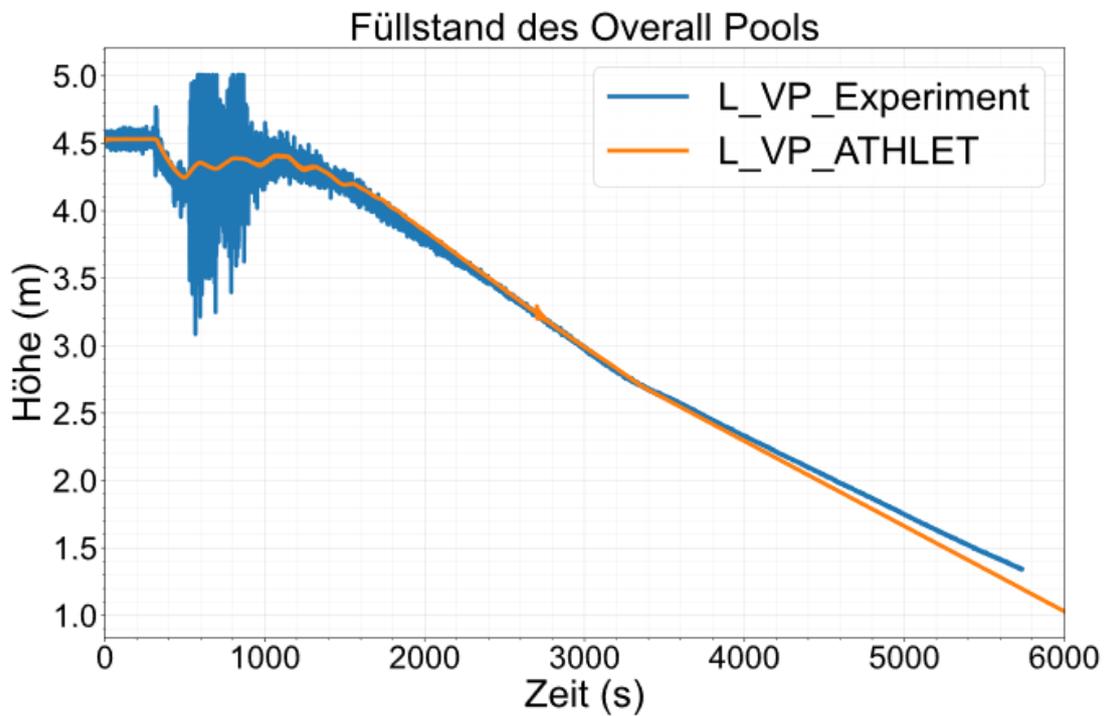
(Abb. 4.118). Der Druckabfall ist in der Simulation stärker ausgeprägt als im Experiment. Da keine Informationen zur Prozedur im Einzelnen verfügbar sind, könnte dies u. a. darin begründet sein, dass der eingespeiste Dampfmassenstrom nicht vollständig abgeschaltet wurde.



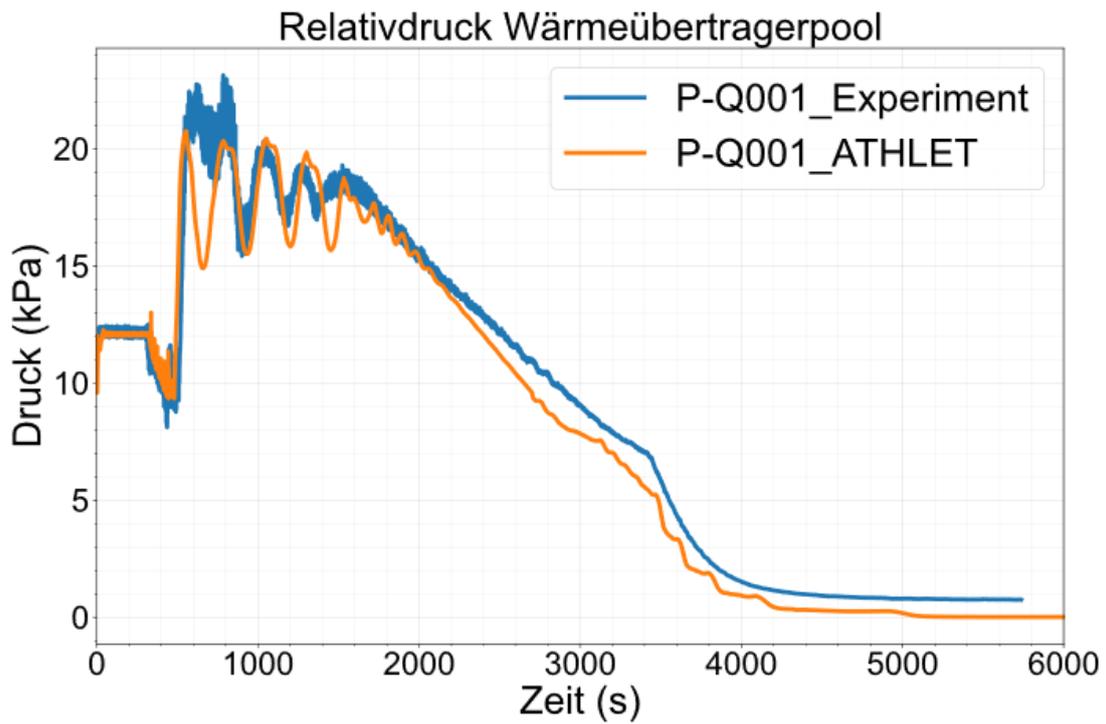
**Abb. 4.106** Test 7 Part 2: Vergleich des Massenstroms durch die Poolverbindungsleitung /BUC 19a/



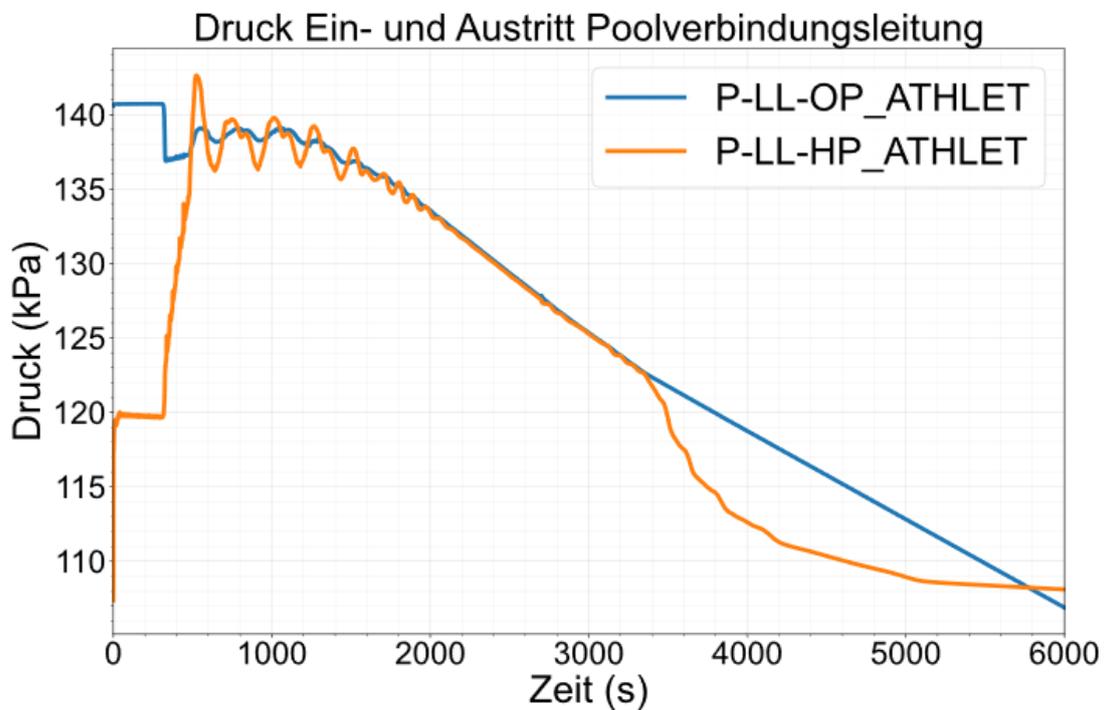
**Abb. 4.107** Test 7 Part 2: Vergleich des Füllstands im Wärmeübertragerpool /BUC 19a/



**Abb. 4.108** Test 7 Part 2: Vergleich des Füllstands im Overall-Pool /BUC 19a/



**Abb. 4.109** Test 7 Part 2: Vergleich der Relativdrucks im Wärmeübertragerpool /BUC 19a/



**Abb. 4.110** Test 7 Part 2: Vergleich der Drücke an Ein- und Austritt der Poolverbindungsleitung /BUC 19a/

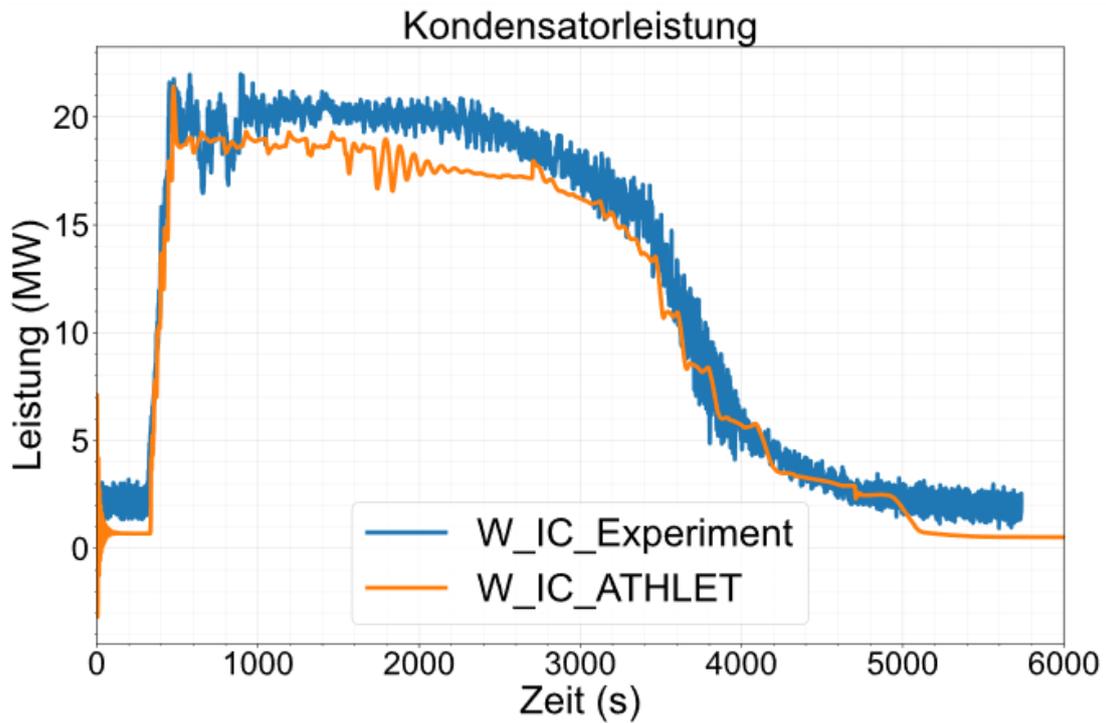


Abb. 4.111 Test 7 Part 2: Vergleich der Kondensatorleistung /BUC 19a/

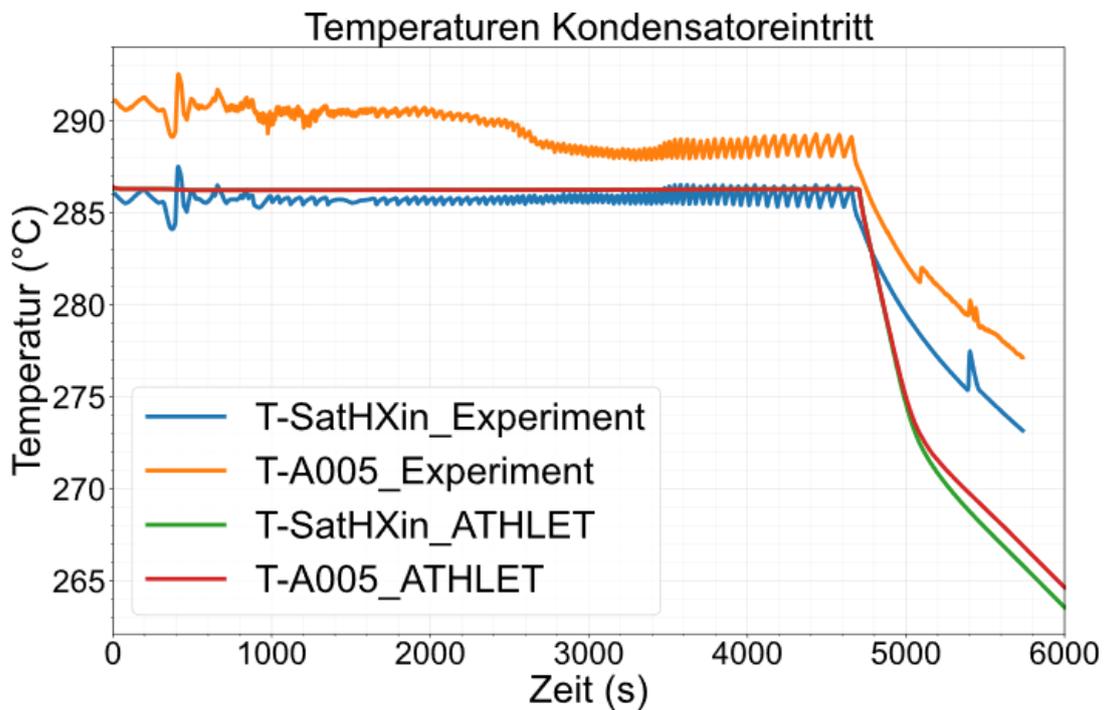


Abb. 4.112 Test 7 Part 2: Vergleich der Kondensatoreintrittstemperatur /BUC 19a/

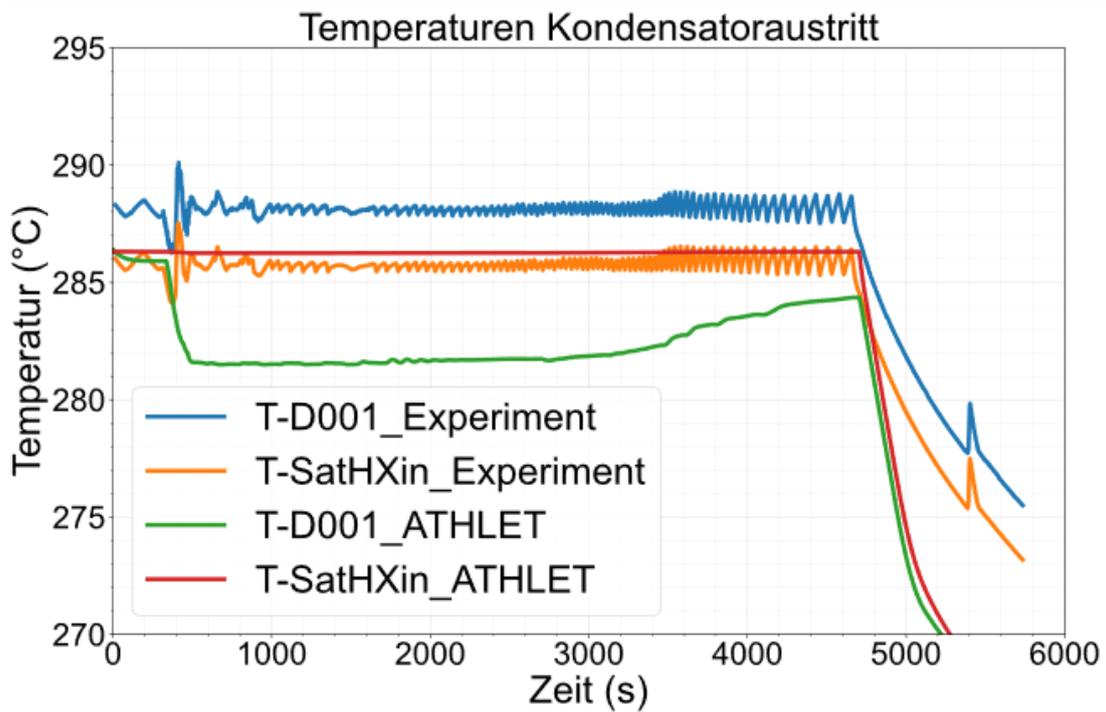


Abb. 4.113 Test 7 Part 2: Vergleich der Kondensatoraustrittstemperatur /BUC 19a/

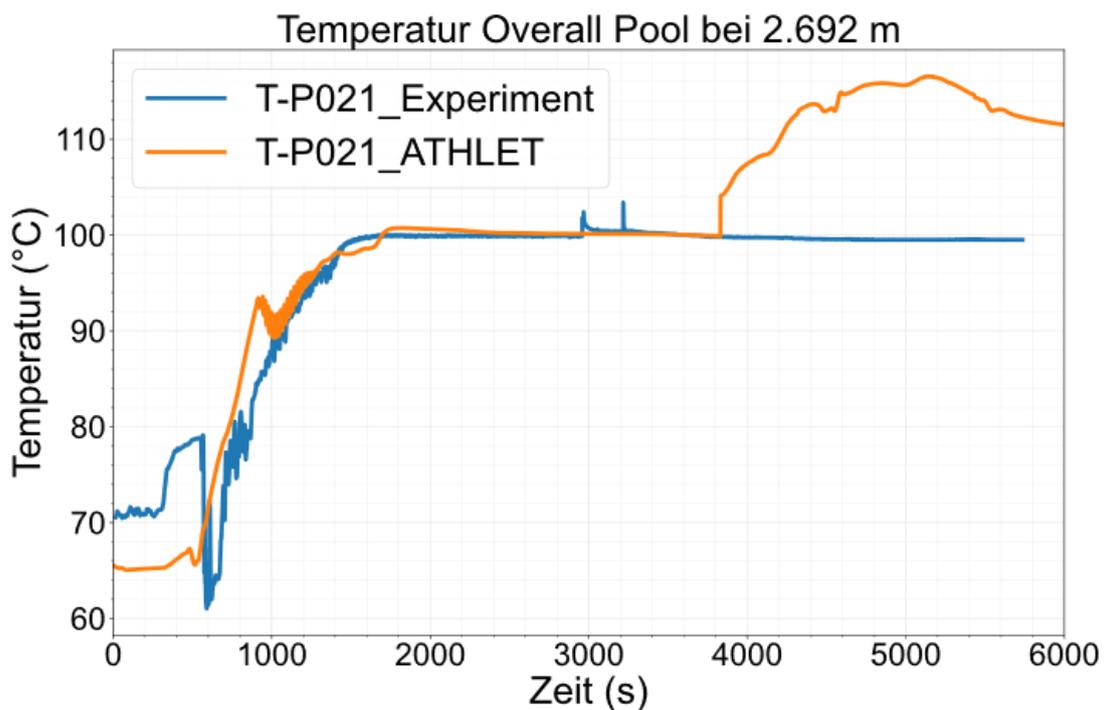


Abb. 4.114 Test 7 Part 2: Vergleich der Temperaturen auf 2,692 m im Overall-Pool /BUC 19a/

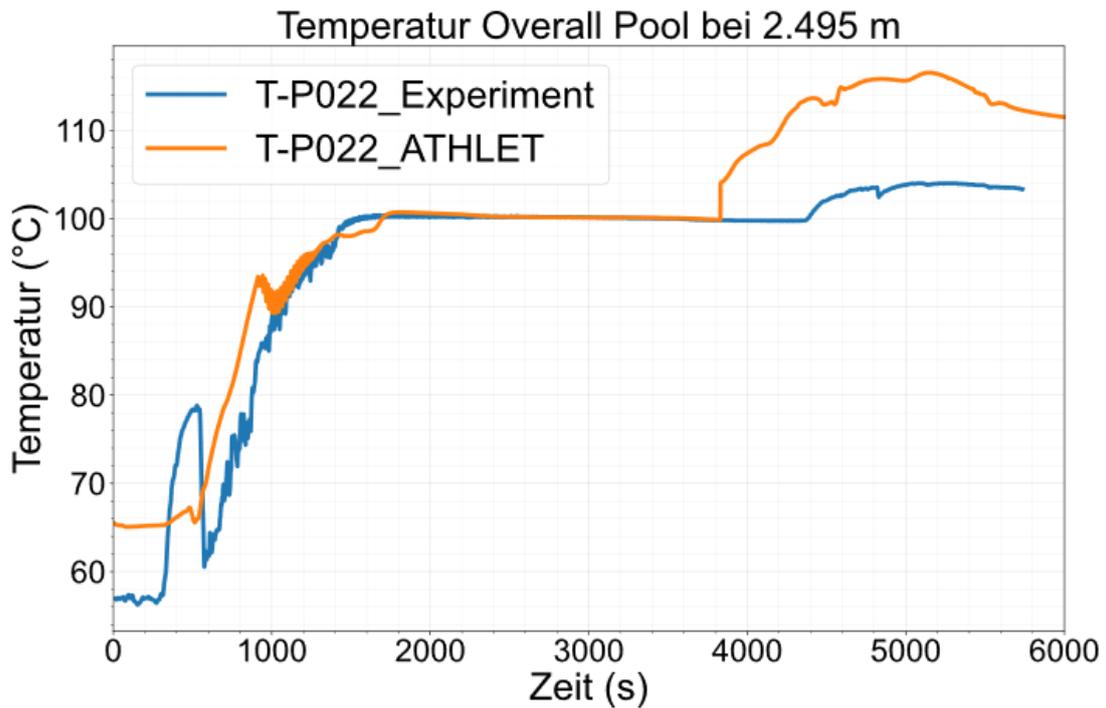


Abb. 4.115 Test 7 Part 2: Vergleich der Temperaturen auf 2,495 m im Overall-Pool /BUC 19a/

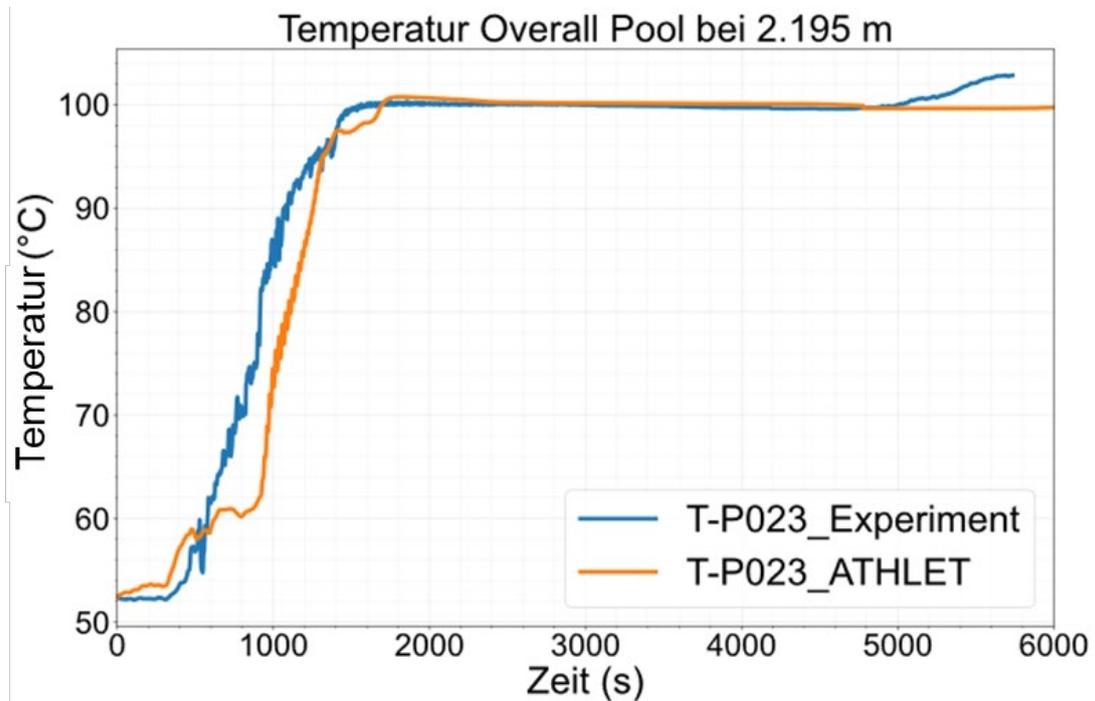
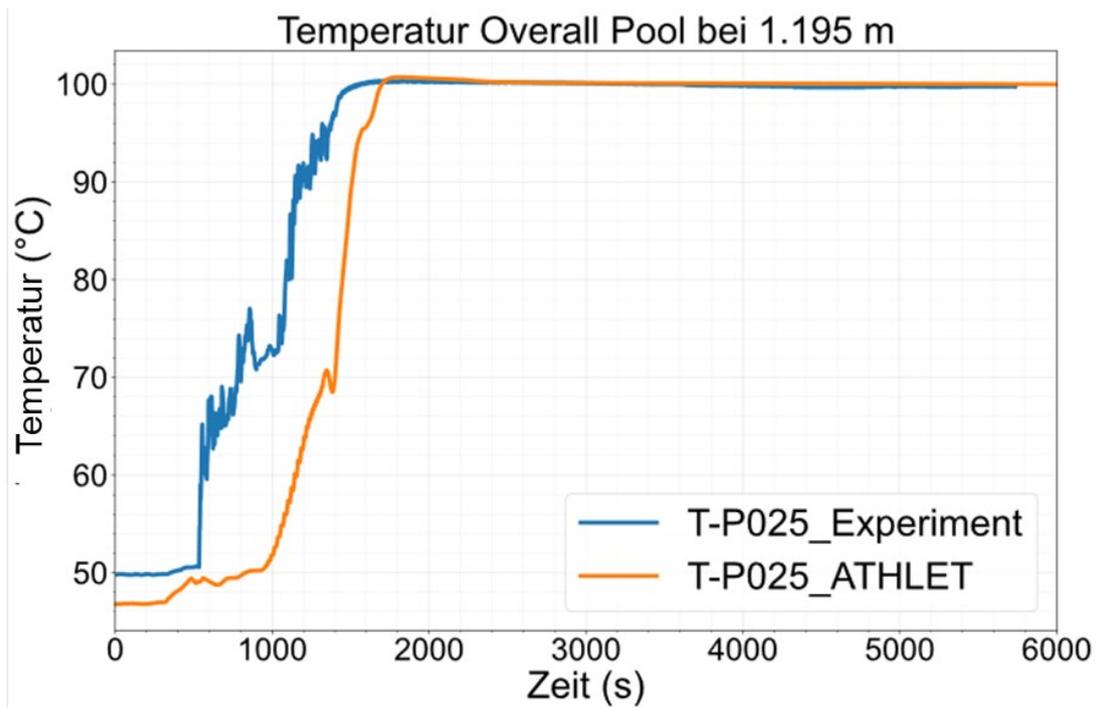
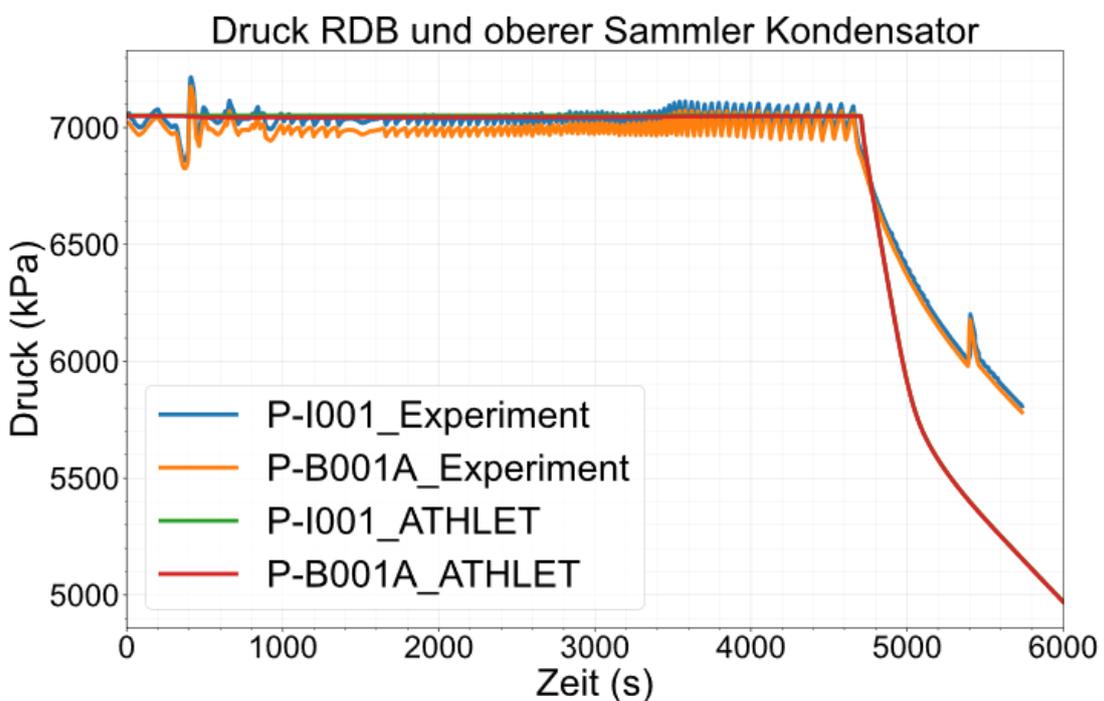


Abb. 4.116 Test 7 Part 2: Vergleich der Temperaturen auf 2,195 m im Overall-Pool /BUC 19a/



**Abb. 4.117** Test 7 Part 2: Vergleich der Temperaturen auf 1,195 m im Overall-Pool /BUC 19a/



**Abb. 4.118** Test 7 Part 2: Vergleich der Drücke im RDB und oberen Sammler /BUC 19a/

#### **4.3.3.5 Zusammenfassung**

Es wurden zwei PERSEO-Experimente mit ATHLET 3.2 als Entwicklerversion nachgerechnet. Im Unterschied zu der Standard-ATHLET-Version wurden Korrelationen für den Wärmeübergang durch Kondensation innerhalb vertikaler Rohre hinzugefügt, da die Standard-Korrelationen den Wärmeübergang unterschätzten.

Die simulierten Naturumläufe im Primärsystem sowie in den Behältern stimmen gut mit den experimentellen Daten überein. Durch die hinzugefügten Korrelationen wurden auch die übertragenen Leistungen gut getroffen, obwohl sie dennoch um 5 – 10 % unterschätzt werden. Diese Differenzen sind hinsichtlich der Unsicherheiten in den primärseitigen Randbedingungen (z. B. Druck und Temperatur im Primärkreis) sowie von Messungenauigkeiten in der Bestimmung der Massenströme vertretbar.

Es wird empfohlen, die Wärmeübergangskorrelationen zunächst optional als vom Benutzer selbst zu aktivierende Korrelation in ATHLET zu übernehmen. Zeitgleich sollten weitere Experimente diesbezüglich nachgerechnet werden. Wenn möglich sollte auch auf Experimente, die an anderen Versuchsanlagen durchgeführt wurden, zurückgegriffen werden.

### **4.4 Simulation mehrdimensionaler Strömungsvorgänge**

#### **4.4.1 Simulation der ROCOM-Versuche mit dem 2D/3D-ATHLET-Modul**

In der ROCOM-Versuchsanlage werden zur Untersuchung von Borvermischungsvorgängen isotherme Lösungen verwendet, die aufgrund unterschiedlicher Dichte Kühlwasser und Borsäure simulieren. In den hier dargestellten Analysen wird Wasser unterschiedlicher Temperatur unterstellt, um die Dichteunterschiede abzubilden.

Für die aktuellen Analysen des ROCOM-Tests T1.1 und T1.2 zur Kühlmittelmischung wurden zwei Modellierungsansätze berücksichtigt.

- ATHLET-Standalone mit aktiven 3D-Modul für den Ringraum und das untere Plenum
- Gekoppelte ATHLET-OpenFOAM-Simulationen mit Standard-Boussinesq-basierten OpenFOAM-Solver

Die Relativgeschwindigkeit der Pumpe wurde so eingestellt, dass vor Beginn des Versuchs (vor der ECC-Einspeisung) der vorgegebene, für die einzelnen Kreisläufe stationäre Massendurchsatz, erreicht wurde. Für ROCOM-Test 1.1 war dies ein Faktor von 0,04975 und für ROCOM-Test 1.2 ein Faktor von 0,04970 (für alle Schleifen 1, 2 und 4). Die verwendeten Pumpenkennlinien wurden aus den Kurven der KONVOI-Pumpen bei reduzierten Werten abgeleitet. Die Strömungsgeschwindigkeit im gesamten System wurde als Anfangsbedingung auf Null gesetzt. Es wurde angenommen, dass die Pumpen innerhalb von 0,1 s die gewünschte Endgeschwindigkeit erreichten, die Einspeisung der warmen Flüssigkeit wurde nach 10 s aktiviert. Innerhalb von 5 Sekunden nach dem Start der Einspeisung wurde 96 % des Nennwertes erreicht. Infolgedessen wurde die Gesamtlaufzeit mit 320 s (ROCOM-Test 1.1, 650 s für ROCOM-Test 1.2) angegeben, was einer durch das Experiment angegebenen Einspeisezeit von 310 s (640 s für ROCOM-Test 1.2) entspricht. Diese Bedingungen wurden auf beide Simulationen angewendet.

#### 4.4.1.1 ATHLET-Standalone-Modell für die ROCOM-Testanlage

In der vorliegenden Studie wurde das 8-Kanal-ATHLET-Modell für den RDB-Ringraum mit 33 Kanälen für den Kern verwendet (vgl. /HOL 16/). Die 33 Kernkanäle wurden in zwei konzentrisch angeordneten Ringen angeordnet, die jeweils 16 Kanäle umfassen. Zusätzlich wird der Zentralkanal als Einzelobjekt modelliert. Die Kernkanäle wurden nicht querverbunden und das 3D-ATHLET-Modul wurde dort nicht aktiviert. Die 8 Kanäle im Ringraum sowie die Kanäle im unteren Plenum waren querverbunden. Die gekrümmten Kanäle des Ringraums nähern sich geometrisch der Halbkugelform der Kalotte an. Der innere Teil des unteren Plenums wurde analog zu Kernmodellierung durchgeführt. Das 3D-Modul von ATHLET wurde für den Ringraum und das untere Plenum aktiviert. Die im unteren Plenum montierte Siebtrommel wurde in ATHLET anhand des lokalen Formverlustkoeffizienten modelliert. Eine schematische Darstellung der Nodalisierung des RDB findet sich in Abb. 4.119. Das Überlaufrohr, das in der Heißschleife 1 montiert war, ist als Grenzbedingung mit einem konstanten Druck und einer konstanten Enthalpie durch ein TDV umgesetzt.

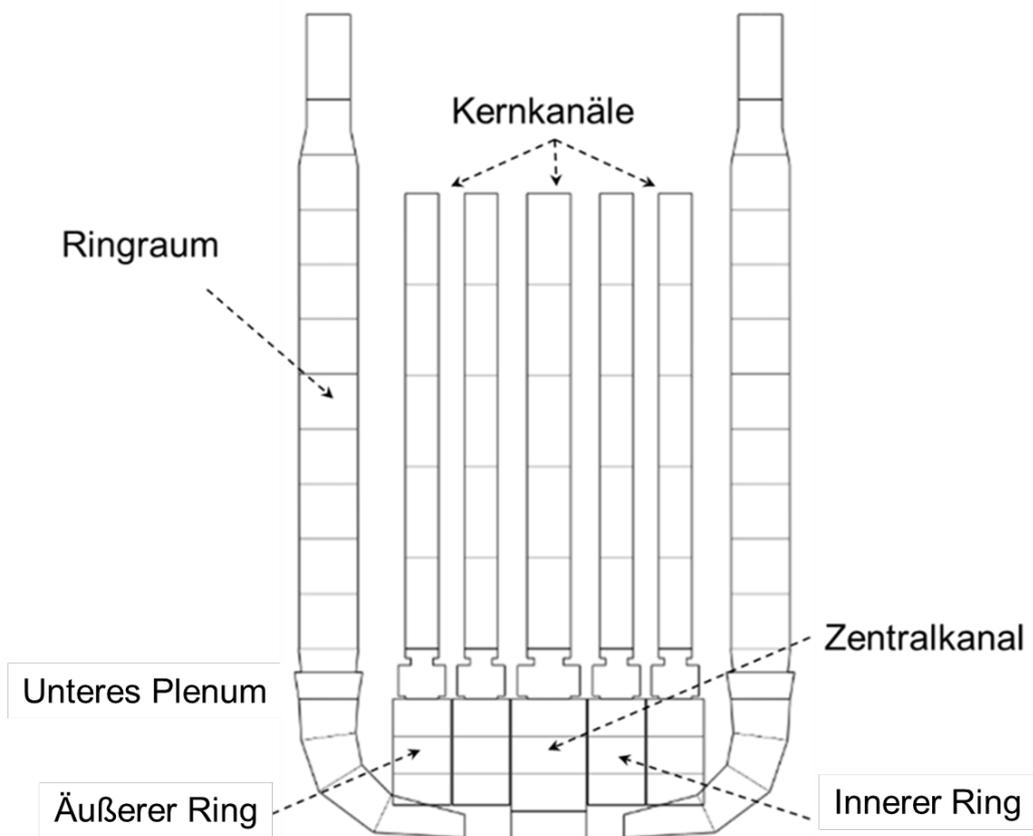


Abb. 4.119 ATHLET-Nodalisierung des ROCOM-RDBs

#### 4.4.1.2 Anfangs- und Randbedingungen der Berechnungen

Die gekoppelten Codes ATHLET-OpenFOAM tauschen die Informationen über Kopp- lungsschnittstellen aus. Beide Codes wurden dementsprechend gleichzeitig ausgeführt. Der gesamte RDB wird als CFD-Bereich betrachtet und mit dem OpenFOAM-Solver si- muliert (Abb. 4.120 rot); der Rest des Systems wurde mit ATHLET in 1D simuliert (in Abb. 4.120 grau). Für die 1D-ATHLET-Region der ROCOM war die Nodalisierung iden- tisch mit der Diskretisierung der Standalone-ATHLET-Berechnungen. Dieser Bereich umfasste auch die Überlaufleitung. Der isolierte Teil der Schleife 3 wurde weder in O- penFOAM- noch in ATHLET-Domänen berücksichtigt. Infolge des angenommenen Kopplungsschemas mussten sechs Kopplungsschnittstellen zwischen den Codes, zwei für jede der drei Schleifen, berücksichtigt werden. Das Hauptziel der Studie und der ge- koppelten Code-Modellierung bestand darin, zu zeigen, dass mehr als zwei Kopplungs- schnittstellen erfolgreich bei Aufteilung in Rechendomänen eingesetzt werden können. Zusätzlich wurden zwei numerische Methoden zur Stabilisierung der Kopplungsschnitt- stelle und ihre Leistungsfähigkeit in dieser Studie untersucht:

- Unter-Relaxations-Methode
- Quasi-Newton-Methode

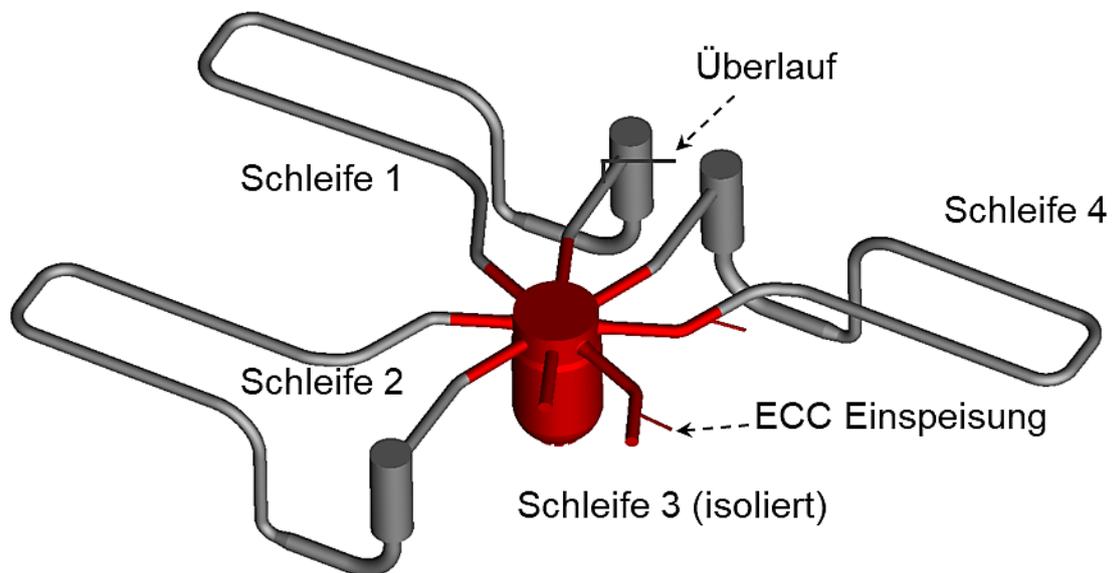


Abb. 4.120 ROCOM-Versuchsstand – Isometrie

#### 4.4.1.3 Räumliche Diskretisierung der CFD-OpenFOAM-Domäne

Gitter mit hexaedrischen Elementen wurde in den kalten Schleifen, dem Ringraum, Teilen des unteren Plenums, der Kernkanälen, fast dem gesamten oberen Plenum und den heißen Schleifen angewendet. Tetraeder-Gitter wurde für den Verbindungsbereich zwischen den Kernkanälen und dem oberen Plenum sowie für das untere Plenum verwendet. Der Einsatz von Tetraeder-Gitter im unteren Plenum war notwendig, um die komplexe Geometrie der Siebtonne aufzulösen. Die Schnittstelle zwischen den verschiedenen Maschentypen bestand aus Knoten-zu-Knoten-Verbindungen unter Verwendung pyramidenförmiger Elemente, wie in den Best Practice Guidelines (BPG) /NEA 15/, /NEA 96/empfohlen. Abgesehen vom oberen Plenum und seinem anschließenden tetraedrischen Bereich wurde das Netz bereits in zahlreichen numerischen Analysen angewendet /CEU 17/ und /HER 13/. Die Rasterqualitätsprobleme und Sensitivitätsstudien wurden ebenfalls gemäß dem BPG in den vorherigen Studien /CEU 17/ und /HER 13/ durchgeführt, die zu dem Schluss kamen, dass nur 0,6 % der Elemente Winkel hatten, die unter der empfohlenen Untergrenze von  $20^\circ$  lagen; nur 0,001 % der Elemente hatten Winkel, die über der empfohlenen Obergrenze von  $160^\circ$  lagen. Bei 90,7 % der Elemente lag der Volumenwachstumsfaktor unter der empfohlenen Obergrenze von 2, nur 0,8 % wiesen Volumenwachstumsfaktoren von mehr als 4 auf /HER 13/. Die vom BPG empfohlenen Grenzwerte für das Seitenverhältnis liegen bei 10 bis 20. 8,9 % der Elemente hatten Seitenverhältnisse von mehr als 10, während nur 1,2 % Seitenverhältnisse von mehr als 20 aufwiesen /HER 13/. Das verwendete Netz für die OpenFOAM-Domäne bestand aus insgesamt ca. 5,42 Millionen Zellen. Die Randbedingung CyclicAMI (Arbitrary Mesh Interface) /OPE 17/ wurde angewendet, um die verschiedenen Maschendomänen im oberen Plenum des RDB zu verbinden.

Während der Simulationen wurde ein numerisches Problem festgestellt, das sich durch Erzeugung von (virtueller) Masse am Übergang zwischen den Gittertypen manifestiert (Tab. 4.9). Dies resultierte aus der Implementierung der CyclicAMI-Gitterverbindung und der Tatsache, dass die Flächen auf beiden Seiten der zusammengefügt Gitter nicht zu 100 % übereinstimmten. Das Gitter wurde mit ICEM CFD generiert und zusammengeführt. Die numerisch erzeugte Masse trat an den Schnittstellen zu hinzugefügten Gitterteilen des oberen Plenums auf. Um dieses Problem zu beheben, wurde eine Vergrößerung der Fläche um 10 % der Seite des oberen Plenums (INTER\_Ups in Abb. 4.120) durchgeführt.

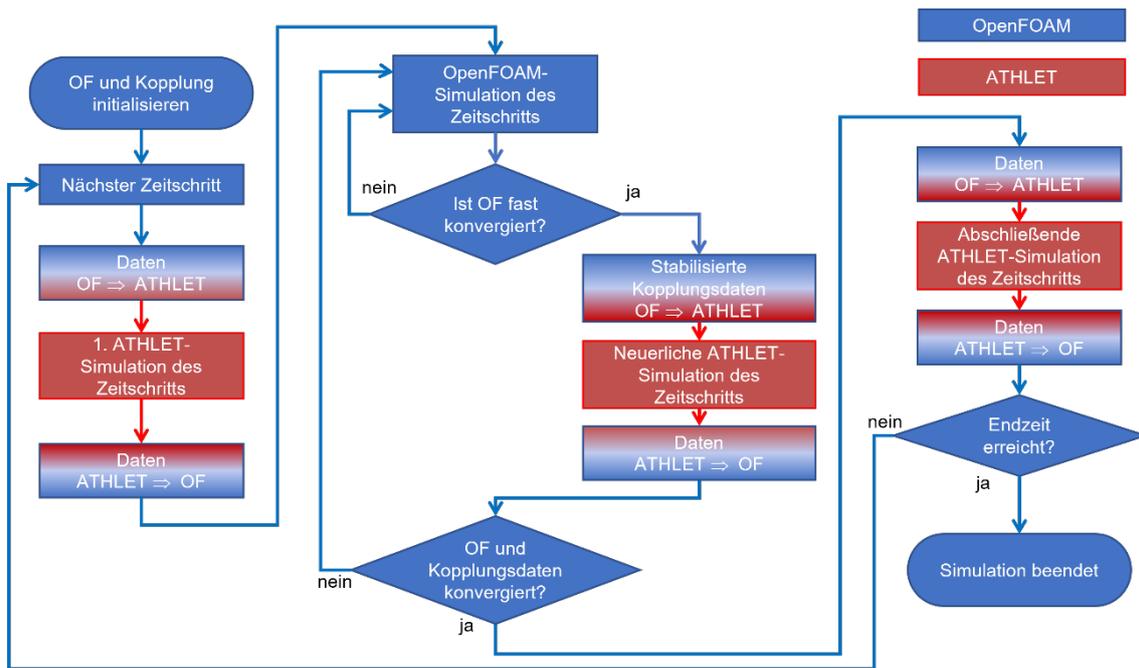
**Tab. 4.9** Massenströme an den Gitterschnittstellen

Gitterschnittstelle	Massenstrom, [kg/s]	Massenstromdifferenz, [kg/s]
INLETs OpenFOAM Domäne	$-9.79846 \cdot 10^{-03}$	$-1.04746 \cdot 10^{-05}$
OUTLETs OpenFOAM Domäne	$9.78799 \cdot 10^{-03}$	
INTER_Ups: Oberes Plenum Unten	$4.61800 \cdot 10^{-06}$	$1.04750 \cdot 10^{-05}$
INTER_UP_KANALs: Kern Oben	$5.85700 \cdot 10^{-06}$	

Der Standard OpenFOAM-Solver *buoyantBoussinesqPimpleFoam* mit der Boussinesq-Näherung wurde für die Generierung eines neuen *buoyantBoussinesqPimpleFoam-Coupled*-Solvers verwendet. Die Boussinesq-Näherung bietet die Möglichkeit, das natürliche Konvektionsverhalten zu modellieren, ohne dass die vollständige komprimierbare Formulierung der Navier-Stokes-Gleichungen gelöst werden muss, wodurch die erforderlichen Berechnungskosten verringert und die Auftriebskräfte berücksichtigt werden. Für die CFD-Domäne wurde das Standard-Turbulenzmodell *k- $\omega$  SST* (Shear Stress Transport) angewendet. Dieses Turbulenzmodell wurde auf der Grundlage der BPG-Empfehlung /NEA 15/, sowie der vorangegangenen Studien /CEU 17/ und /HER 13/ ausgewählt. Die Turbulenzintensität am Einspeisungsdurchfluss (INLET) wurde mit 5 % angenommen.

#### 4.4.1.4 Kopplungs-Methodologie für ATHLET-OpenFOAM-Solver

Die Kopplungsmethode zwischen OpenFOAM und ATHLET basiert auf der Architektur, die ursprünglich für die Kopplung von ATHLET mit ANSYS CFX implementiert wurde /PAP 15/. Es basiert auf dem Austausch von Feldwerten an definierten Kopplungsschnittstellen. Die Implementierung erfolgt durch Modifizieren des OpenFOAM-Solvers. Dafür wurden spezielle OpenFOAM-Randbedingungen an den Schnittstellen gebaut. Um ATHLET zu koppeln, wurde ein Python-Wrapper für ATHLET angewendet /HER 16/. Die Kopplung wird durch die modifizierte PIMPLE-Iterationsschleife des OpenFOAM-Solvers gesteuert.



**Abb. 4.121** Kopplungsarchitektur ATHLET-OpenFOAM-Solver /HER 19/

Innerhalb der PIMPLE-Iterationsschleife jedes Zeitschritts werden die Werte an den Kopplungsschnittstellen an ATHLET gesendet. Für diesen Zeitschritt wird ATHLET ausgeführt und anschließend werden die Ergebnisse von ATHLET an den Kopplungsschnittstellen in den Speicher von OpenFOAM zurückgelesen. ATHLET wird dabei nur aufgerufen, wenn die CFD-Simulation bereits ein (nahezu) konvergiertes Ergebnis aufweist. Andernfalls wird keine stabile Lösung gefunden.

Eine weitere Maßnahme zur Stabilisierung der gekoppelten Simulation besteht darin, die Werte an der Kopplungsschnittstelle anzupassen /HER 19/. Dann werden neue Werte an den Kopplungsschnittstellen für ATHLET  $\alpha^n$  berechnet, in dem der Wert der letzten Iteration und eine gewichtete Differenz zwischen der alten Eingabe und dem neuen Wert, der von OpenFOAM  $o^n$  bereitgestellt wird, wie in Gleichung (4.1) angegeben, verwendet werden:

$$\alpha^n = \alpha^{n-1} + w(o^n - \alpha^{n-1}) \quad (4.1)$$

Durch Einstellen des Gewichtungsfaktors  $w$  kann ein optimaler Wert zwischen Konvergenzgeschwindigkeit und Stabilität gewählt werden.

In /TOT 17/ wurde eine Methode veröffentlicht, mit der die Stabilität der Kopplung zwischen einem Systemcode (RELAP5-3D) und einem CFD-Löser (FLUENT®) durch Anwendung einer Quasi-Newton-Methode verbessert werden kann. Seine Implementierung in die Kopplung zwischen ATHLET und OpenFOAM ist in /HER 19/ beschrieben. Es verwendet die numerisch bestimmte Jacobi-Matrix des Systems der beiden Löser J, um eine gemeinsame Lösung an der durch Gleichung gegebenen Kopplungsschnittstelle zu finden:

$$\alpha^n = \alpha^{n-1} - wJ^{-1}R^n \quad (4.2)$$

Die Residuen  $R^n$  sind die Differenzen zwischen den von OpenFOAM in der aktuellen Iteration bereitgestellten Werten und den Eingaben, die für ATHLET während der letzten Iteration verwendet wurden:

$$R^n = o^n - \alpha^{n-1} \quad (4.3)$$

Diese Methode hat die Stabilität der Kopplungsmethode erheblich verbessert und es ermöglicht, Strömungsdomänen mit engem Regelkreis mit mehr als zwei Kopplungsschnittstellen zu simulieren /IGL 17/.

#### **4.4.2 Nachrechnung von OECD ROCOM T1.1- und T1.2-Experimenten**

Die Effizienz der numerischen Analysen wurde angesichts zweier Kriterien bewertet: die numerische Leistung und die Genauigkeit der Ergebnisse. Die Geschwindigkeit der Simulationen war der Hauptindikator für die Bewertung der numerischen Leistung der gekoppelten Codes. Die ATHLET-Standalone- und die gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Simulationen wurden anhand der ROCOM-Tests T1.1 und T1.2 validiert und dadurch die Genauigkeit der Ergebnisse überprüft /HRI 19/.

#### 4.4.2.1 Numerische Leistung der Kopplungsmethoden

Einige Parameter, die die Geschwindigkeit der Simulationen andeuten, sind in Tab. 4.10 zusammengefasst. Alle Simulationen wurden parallel mit 120 Prozessoren in einem festen Zeitschritt von 0,01 s durchgeführt. Es wurden maximal 200 Iterationen für den gekoppelten Solver und 50 für den PIMPLE angegeben. Während der Simulationen wurden das Residuum für den Druck, die Geschwindigkeit und die Turbulenzeigenschaften von  $10^{-4}$  für die PIMPLE-Iterationsschleife und an den Kopplungsschnittstellen verwendet. Im Fall von Test T1.1 benötigte der Solver mit der Quasi-Newton-Kopplung ungefähr 2,4 Stunden weniger als der mit der Methode der Unter-Relaxation. Der Solver mit der Quasi-Newton-Methode benötigte außerdem 11 Minuten mehr Zeit für die Prozesskommunikation und die Datensicherung. Es ist jedoch schwierig, die Leistungsgeschwindigkeit bei T1.1-Simulationen zu bewerten, da sich die Anzahl der Hosts (6 Hosts), auf die die 120 Prozessoren verteilt waren, relativ stark unterscheidet. Für den Test T1.2 benötigte der Solver mit der Quasi-Newton-Kopplungsmethode 16,57 Stunden weniger als der mit der Unter-Relaxationskopplung bei einer vergleichbaren Anzahl von Hosts (17 bis 18) und Verzögerungszeit für die Prozesskommunikation und das Speichern von Daten (Differenz von 802 s). Die Quasi-Newton-Kopplungsmethode scheint für beide Simulationsläufe effizienter zu sein, insbesondere jedoch für Test T1.2 /HRI 19/.

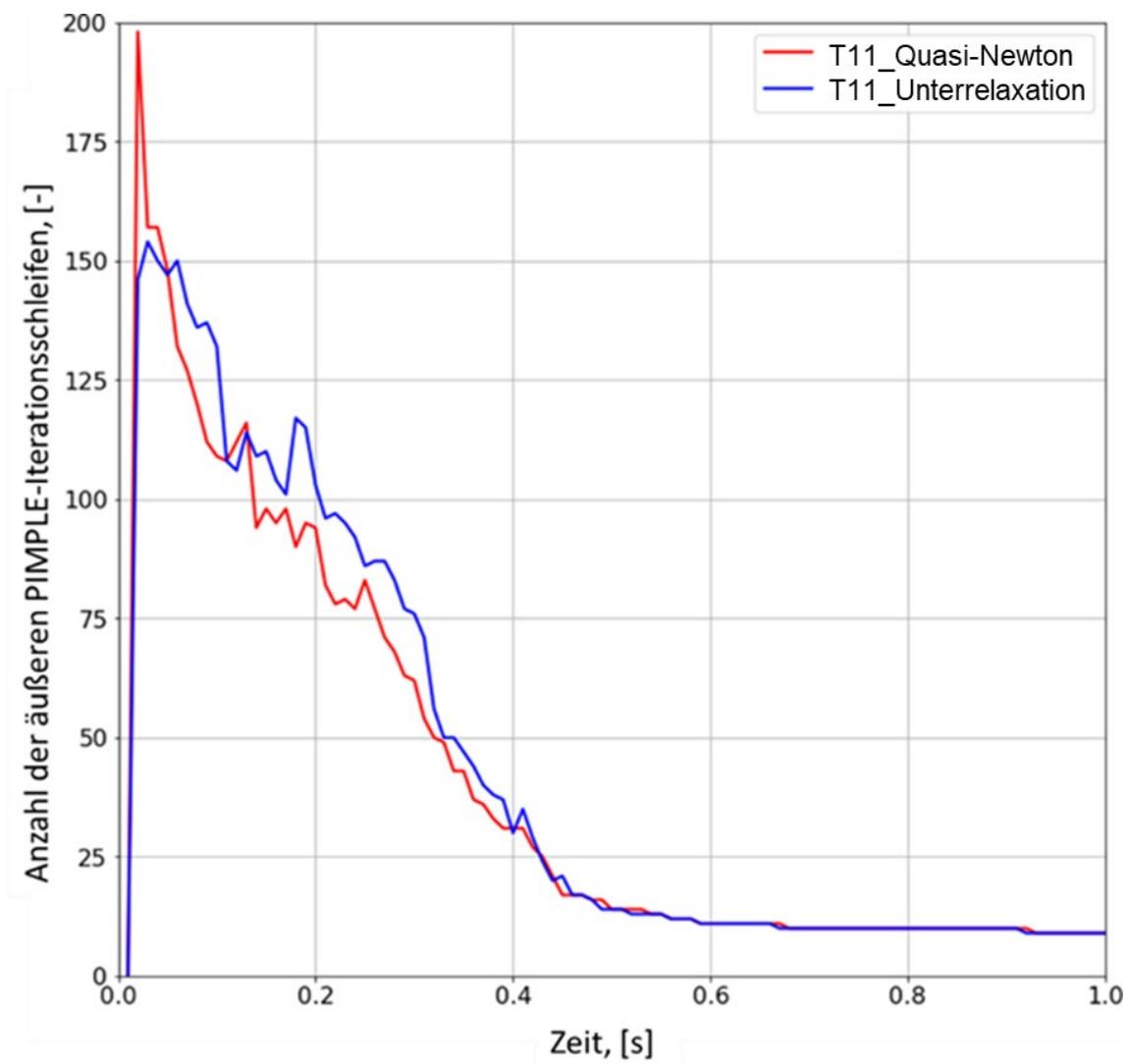
**Tab. 4.10** Simulationsleistung /HRI 19/

ROCOM-Test T1.1				
Kopplung	Hosts	Laufzeit, [s]	Uhrzeit, [s]	Differenz, [s]
Quasi-Newton	20	231.103	239.331	8.228
Unter-Relaxation	26	240.641	248.186	7.545
ROCOM-Test T1.2				
Kopplung	Hosts	Laufzeit, [s]	Uhrzeit, [s]	Differenz, [s]
Quasi-Newton	17	287.433	299.677	12.244
Unter-Relaxation	18	346.297	359.343	13.046

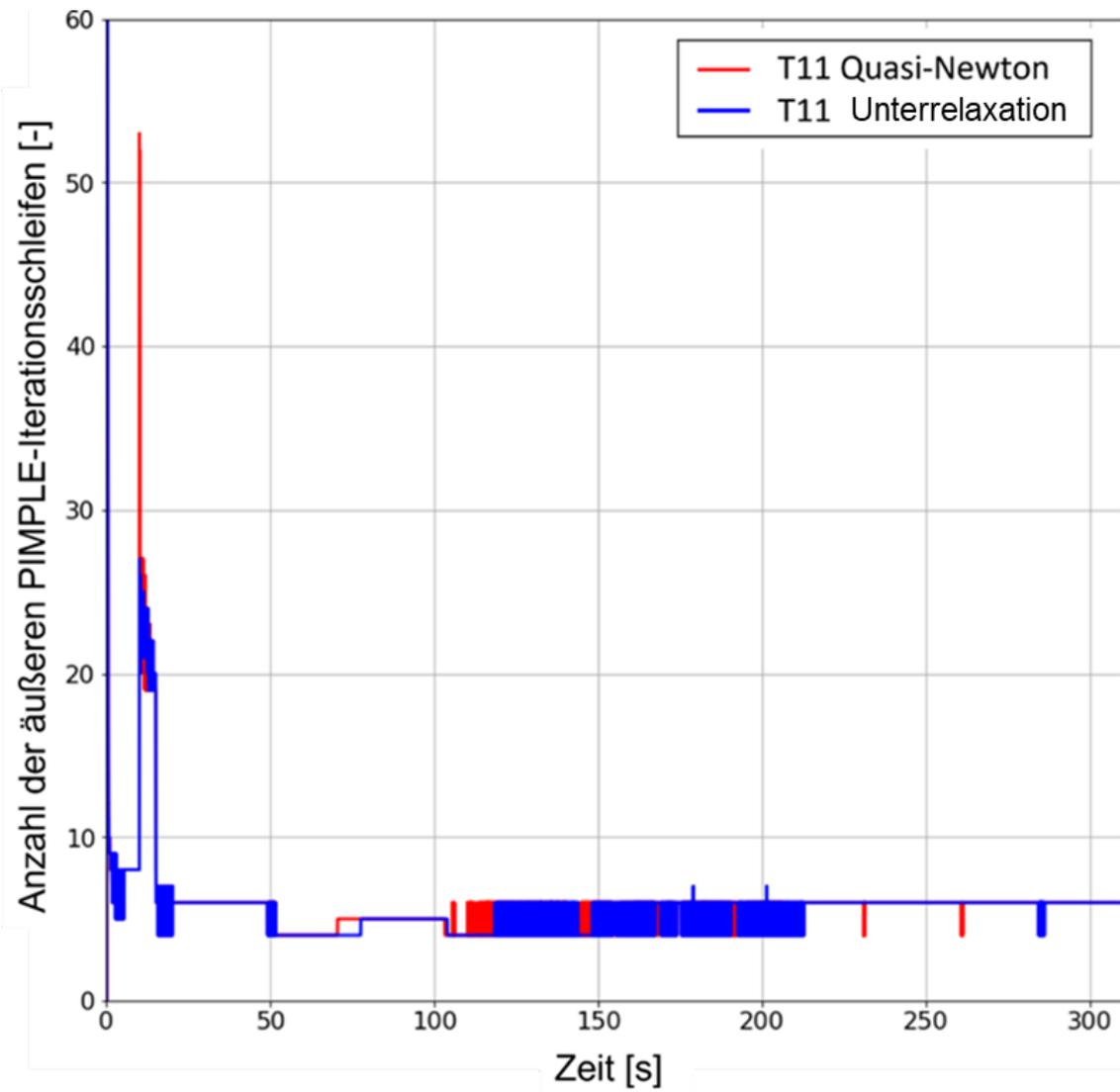
In Abb. 4.122 wird die Anzahl der äußeren Iterationsschleifen in *buoyantBoussinesqPimpleFoamCoupled* für die beiden verschiedenen Kopplungsmethoden in der ersten Sekunde der Simulation verglichen. Während dieser ersten Sekunde ändern sich die Pumpendrehzahl (wegen Pumpenanlaufes) und demzufolge die Randbedingungen kontinuierlich. Zu Beginn der Simulation benötigt die Quasi-Newton-Methode mehr Iterationen, da die Jacobi-Matrix bestimmt wird. Sie konvergiert schneller als die Unter-

Relaxations-Methode, bis die stationären Randbedingungen (in Bezug auf die Nenn-drehzahl der Pumpen) erreicht sind. Die Vorteile der Quasi-Newton-Methode gegenüber den Unter-Relaxations-Methode wurden auch in /IGL 17/ Simulationsperioden bei sich ändernden Randbedingungen der CFD-Domäne beobachtet.

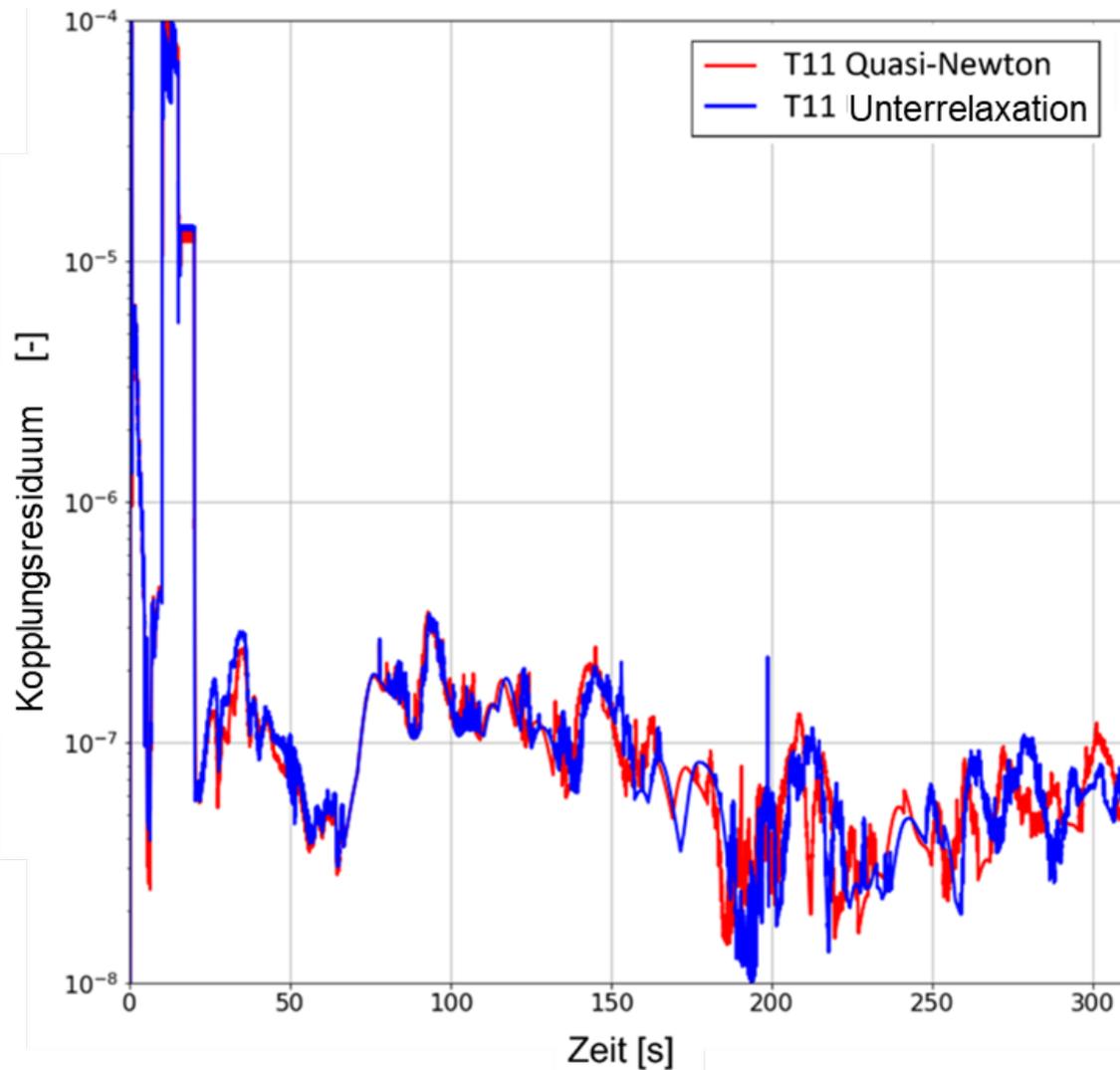
Nach dem Start der Pumpen und dem Start der Einspeisung ändert sich das Hauptströmungsmuster nicht mehr. Dies erklärt, warum beide Methoden nahezu die gleiche Anzahl von Iterationen pro Zeitschritt benötigen (siehe Abb. 4.123) und das gleiche maximale Residuum der Kopplungsgrößen erreichen (siehe Abb. 4.124).



**Abb. 4.122** Vergleich der Anzahl der äußeren Iterationsschleifen für zwei Kopplungsmethoden während der ersten Sekunde der Simulation des ROCOM-Tests T1.1 – Berechnungen /HRI 19/



**Abb. 4.123** Vergleich der Anzahl der äußeren Iterationsschleifen für zwei Kopplungsmethoden für ROCOM-Test T1.1 – Berechnungen /HRI 19/



**Abb. 4.124** Vergleich der Residuen der Kopplungsmethoden während der Simulation des ROCOM-Tests T1.1 /HRI 19/

#### 4.4.2.2 Validierung der Ergebnisse

Der neu gebaute *buoyantBoussinesqPimpleFoamCoupled*-Solver zeigte im Vergleich zu den Experimenten ROCOM-Test T1.1 und T1.2 unterschiedlich gute Abbildungen der experimentellen Ergebnisse. Das Experiment T1.1 wurde sehr gut; das Experiment T1.2 nicht befriedigend reproduziert /HRI 19/. Daher wird die Validierung gegenüber den verschiedenen Experimenten separat dargestellt.

Die Validierung der numerischen Vorhersagen erfolgte an den entsprechenden  $29 \times 64$  Messpositionen des WMS (Wire Mesh Sensor). In beiden Versuchen war nur der WMS

an der äußeren Wand des Ringraums aktiv. Die Versuche wurden jeweils 4-mal durchgeführt. Die Simulationen wurden qualitativ und quantitativ gegen die Mittelwerte der Versuchsläufe validiert, sofern nicht anders angegeben. Dabei ist jedoch zu beachten, dass es z. T. eine deutliche Variabilität zwischen den einzelnen Testläufen gab, was darauf hindeutet, dass die Versuche sensitiv auf sehr kleine Änderungen der Anfangs- und Randbedingungen sowie der Versuchsdurchführung reagieren /HRI 19/.

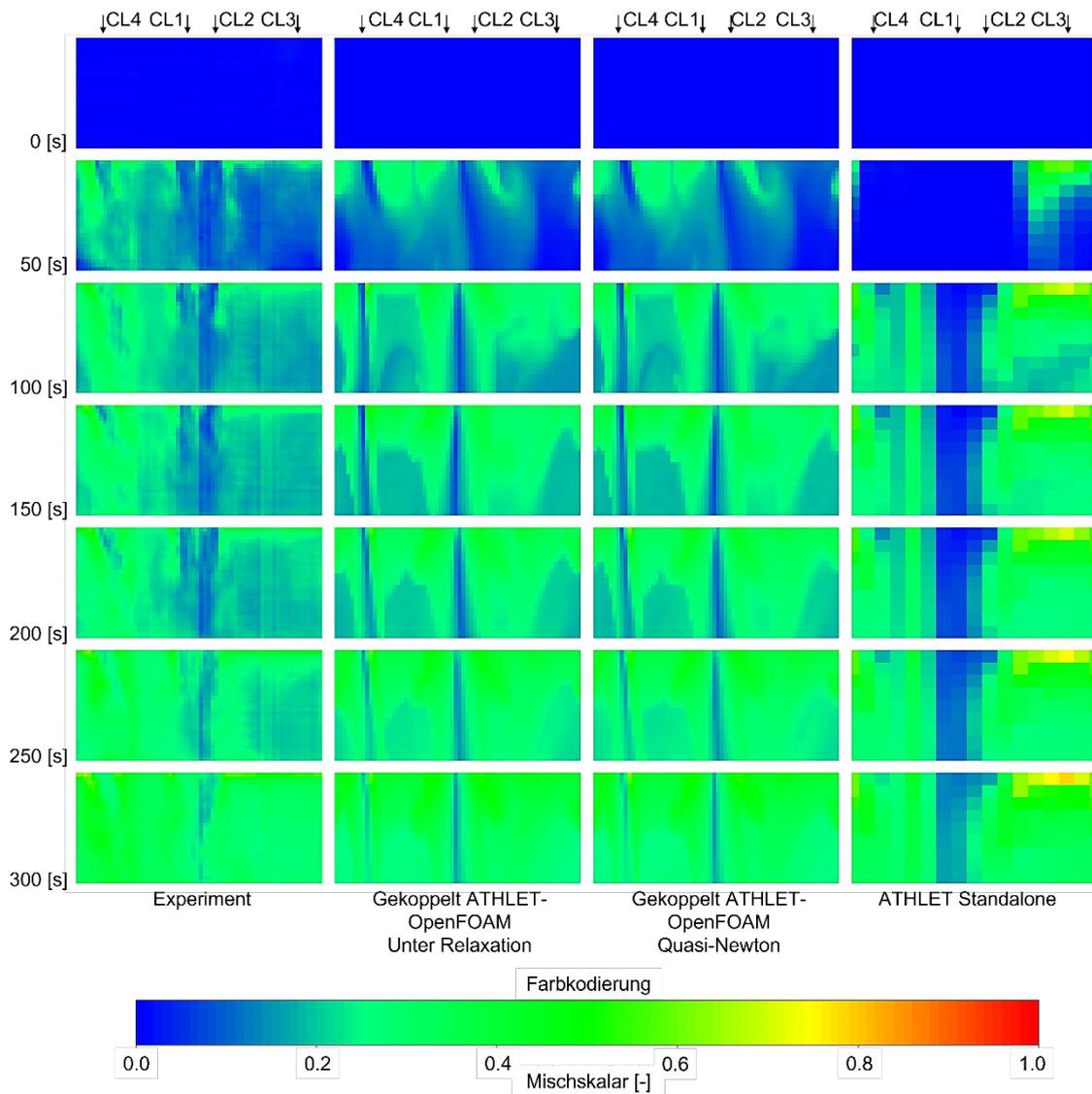
Für die vorgenommene Farbcodierung des qualitativen Vergleiches in den nachfolgenden Abbildungen steht die blaue Farbe für die kältere oder dichtere Flüssigkeit, während die rote Farbe für die wärmere oder weniger dichte Flüssigkeit steht. Die Ergebnisse der gekoppelten Simulation für den Mixing-Skalar wurden an den Stellen der Kreuzungspunkte des WMS extrahiert, an denen die tatsächlichen Messungen ermittelt wurden. Daher hängen die Farbverläufe zwischen den verschiedenen Messpunkten und die Bildqualität in Bezug auf die Auflösung nur von den Werten des Mixing-Skalar in diesen Punkten ab und nicht von den zusätzlichen Ergebnissen, die aus den Simulationen gewonnen werden können. An dieser Stelle enthält die CFD-Domäne 720 Zellen (entlang der RDB-Wand). Bei ATHLET-Standalone-Simulationen ist die Auflösung geringer, da jeder Ringraumkanal vier Messstellen (16 Kanäle für 64 Messstellen) abdeckt /HRI 19/.

Der mittlere Mixing-Skalar wird von den WMS als mittlerer Durchschnitt aller gemessenen Werte berechnet. Im Fall des Ringraum gibt es 1.856 solcher Messstellen. Die für den quantitativen Vergleich verwendeten Zahlenmittelwerte wurden nach dem gleichen Mittelungsverfahren berechnet. Die maximalen und minimalen Mixing-Skalar-Werte sind sowohl für Experimente als auch für Simulationen absolut angegeben.

#### **4.4.2.3 ROCOM-Test T1.1**

Gemäß Abb. 4.125 können die gekoppelten Codes sowie ATHLET Standalone mit einem aktiven 3D-Modul das Mischverhalten der ECC-Einspeisung im Ringraum qualitativ reproduzieren (vergleiche auch /WIE 19a/). Die zentrale Strähne der kälteren Flüssigkeit, der durch die Strömung der kalten Stränge 1 und 2 verursacht wird, bleibt in allen Simulationen und Experimenten bis 310 s bestehen, während sich die anderen kälteren Strähnen auflösen, indem sie sich mit dem wärmeren Wasser vermischen. Seine Breite scheint durch die gekoppelten Code-Simulationen relativ gut reproduziert zu werden und verringert sich nur im Fall von ATHLET deutlich langsamer. Die experimentellen Ergebnisse ganz links deuten darauf hin, dass die eingespeiste wärmere Flüssigkeit nicht an der Stelle des Flansches des kalten Strangs 3 in den Downcomer des RDB-Ringraums

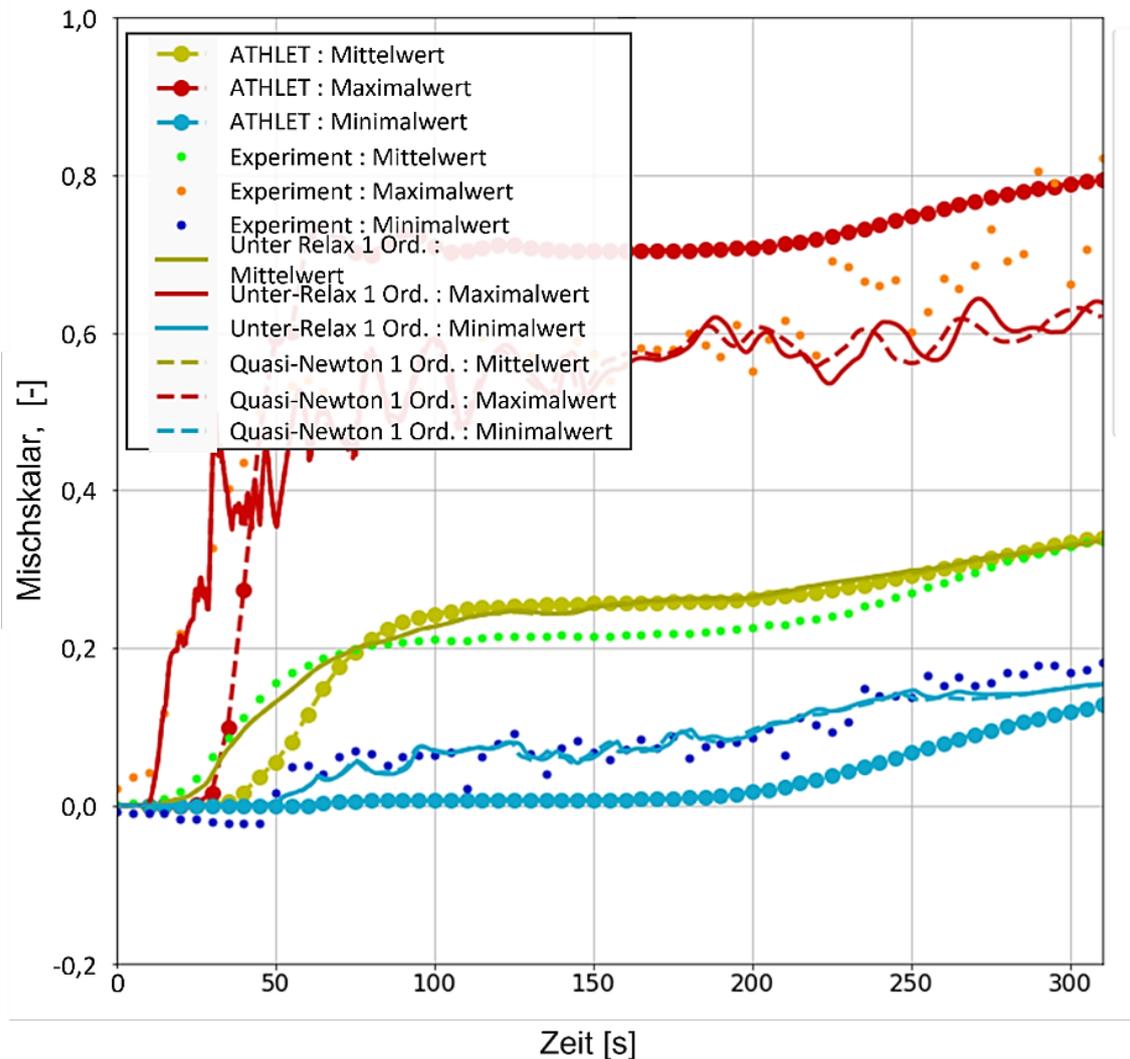
eintritt. Sie verlagert sich in Richtung des kalten Strangs 4. Nach der Hälfte des Abstands zwischen dem kalten Strang 3 und dem kalten Strang 4 wurde durch die einströmende kältere Flüssigkeit aus dem kalten Strang 4 das Fluid gezwungen, in Richtung des unteren Plenums zu fließen. Dieses Verhalten wird von der gekoppelten Code-Simulation sehr gut reproduziert, was zu recht identischen Ergebnissen führt. Im Fall von ATHLET (ganz rechts) tendiert die wärmere Flüssigkeit dazu, sich in entgegengesetzter Richtung (in Richtung des kalten Strangs 2) zu bewegen. Daher fließt die wärmere Flüssigkeit unter dem kalten Strang 2 nach unten. Die gekoppelten Simulationen sind in der Lage, das experimentell gemessene Verhalten des Mixing-Skalar besser voraussagen. In diesem Fall erfolgt die Wirkung der durch die kalten Stränge 1 und 4 in den RDB eintretenden kälteren Flüssigkeiten, die die wärmere Flüssigkeit dazu zwingt, in den Ringraum einzufließen. Die beiden Simulationen zeigen, dass nach 50 s größere Mengen an wärmerer Flüssigkeit links vom kalten Strang 4 nach unten fließen. Diese Ausbreitung von wärmerer Flüssigkeit, die auch in den experimentellen Messungen zu sehen ist, scheint den kalten Flüssigkeitsstrom des kalten Strangs 4 in Richtung des kalten Strangs 1 zu verlagern. Bei den numerischen Berechnungen scheint dies in den unteren Regionen (untere Hälfte in vertikale Richtung) zu geschehen. Bei den Messungen tritt dieses Verhalten in der oberen Hälfte des Ringraums auf. Qualitativ wird dieses Verhalten jedoch auch durch die gekoppelten Code-Simulationen gut erfasst, was nicht nur durch die Verschiebung des Stroms nach rechts angezeigt wird, sondern auch durch die Tendenz, mit der Zeit zu verschwinden. Diese Tendenz existiert auch im Falle des Experiments bis zu 300 s. Die numerischen Analysen zeigen die gleiche Tendenz bis zum Ende des Simulationslaufs, zeigen jedoch gleichzeitig dessen Verschwinden an. Der in Abb. 4.125 dargestellte qualitative Vergleich zeigt, dass die Simulationen ein schnelleres Vermischen des eingespeisten wärmeren Fluids im Ringraum vorhersagen. Dies wird durch das schnellere Verschwinden der blauen Farbe und deren allmähliche Substitution durch die grüne (Mixing-Skalar im Bereich von 0,4) bestätigt. Dies wird weiter durch die mittleren Mixing-Skalar-Werte gestützt, die zwischen den 50 und 250 s höher liegen als die experimentellen Werte, wie in Abb. 4.125 gezeigt (grün gefärbte Kurven) /HRI 19/.



**Abb. 4.125** Mixing-Skalar am äußeren Ringraum-WMS: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/

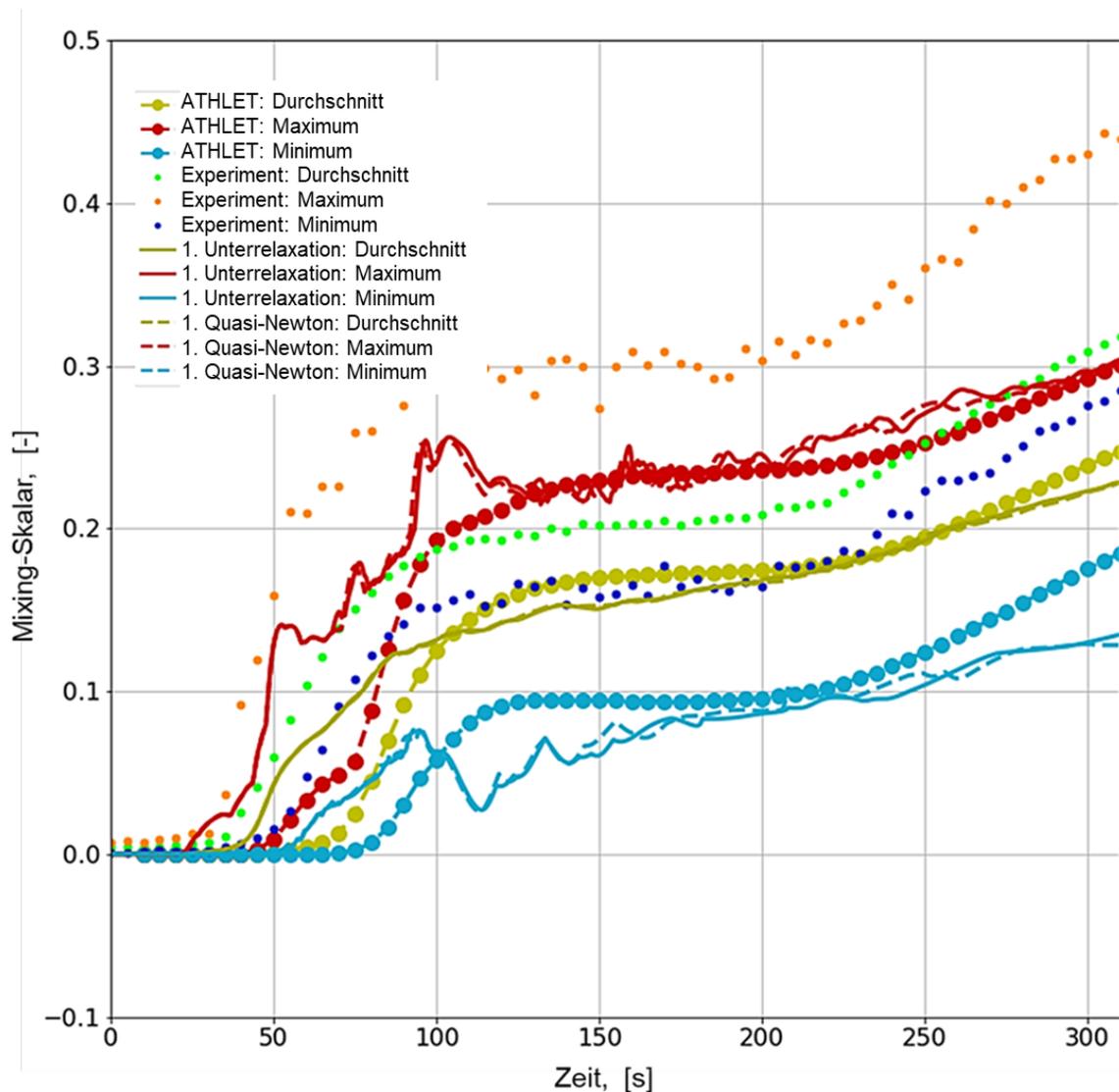
Gemäß Abb. 4.126 lassen sich die gekoppelten Simulationen recht gut mit den leicht gestreuten experimentellen Werten für das Maximum (rote Kurven) und das Minimum (blaue Kurven) des Mixing-Skalars vergleichen. Der Verlauf ist in diesem Fall auch sehr gut wiedergegeben, abgesehen von den anfänglichen 15 s und dem maximalen Mixing-Skalar. Einige Abweichungen für das Maximum des Mixing-Skalars treten nach 225 s auf, da die Vorhersagen mit gekoppeltem Code dazu neigen, das Maximum des Mixing-Skalars zu unterschätzen. ATHLET Standalone überschätzt das Maximum und unterschätzt die minimalen Mixing-Skalare. Dies ist auf die für diese Simulation verwendete grobe Nodalisierung, zurückzuführen. Die experimentellen Werte des mittleren Mixing-Skalars steigen nach etwa 170 s an, was darauf hinweist, dass durch die Stränge rezirkuliertes wärmeres Fluides wieder in den RDB eingespeist wird. Die anfänglichen

skalaren Mischmittelwerte bis zu den 80 s werden durch die gekoppelten Code-Simulationen gut reproduziert, aber von ATHLET Standalone unterschätzt. Gegen Ende des Laufes, nach 270 s, kommen alle Simulationen und Experimente zum Abschluss zusammen. Wie bereits erwähnt, mischt sich das eingespeiste wärmere Fluid gemäß den Simulationen besser, was durch die erhöhten numerischen Vorhersagen für den mittleren Skalar zwischen 80 s und 270 s angezeigt wird. Diese bessere Vermischung spiegelt sich auch in den niedrigeren Gesamtwerten für den Mixing-Skalar am Kerneintritt wider, die in Abb. 4.127 dargestellt sind.



**Abb. 4.126** Mixing-Skalar am äußeren Ringraum-WMS: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/

Die experimentellen Werte von Maximum und Minimum des Mixing-Skalars am Kerneintritt werden durch die Ergebnisse von gekoppelten Simulationen unterschätzt (Abb. 4.127). Die Abweichungen für die mittleren Mixing-Skalar-Werte scheinen etwas geringer zu sein, sind jedoch noch vorhanden. Dies zeigt, dass die Menge der wärmeren Flüssigkeit, die in die Siebtonne eindringt und in den Reaktorkern gelangen kann, den Simulationen zufolge geringer ist. Die Werte des Mixing-Skalars am Kerneintritt weichen in der gleichen Größenordnung wie im Ringraum ab (Abb. 4.127). Das führt zusammen mit der berechneten, verbesserten Vermischung (wie oben in Abb. 4.126 und Abb. 4.127 erläutert) zu einem stärkeren Rückfluss im Ringraum, verglichen mit den experimentellen Ergebnissen.



**Abb. 4.127** Mixing-Skalar am Kerneintritt-WMS: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/

Ein Vergleich mit den nicht gemittelten, experimentellen Messungen des Mixing-Skalars im kalten Strang 3 und im Ringraum (unterhalb des kalten Strangs 3) ist in Abb. 4.128 und Abb. 4.129 dargestellt. Beide Abbildungen zeigen, dass ROCOM-Test T1.1 durch die Simulationen recht gut erfasst wird. Nach allen Versuchen ist das Maximum des Mischungsskalars nach 50 s erreicht und bleibt bis zum Ende der Läufe konstant. Für keines der Experimente wird in einem Stadium der Tests der absolute Wert von 1,0 erreicht. Dies kann auf eine Ungenauigkeit der Messungen oder auf das Vorhandensein eines zusätzlichen, nicht identifizierten Mischungsphänomens hinweisen. Die Simulation erreicht nach 150 s den Maximalwert von 1,0 bei WMS L33 (Abb. 4.128), abgesehen von ATHLET, wo immer eine perfekte Durchmischung vorliegt. Im Downcomer (Abb. 4.129) werden die experimentellen Messungen durch die gekoppelten Simulationen sehr gut reproduziert. Alle vorhergesagten Werte liegen innerhalb der gestreuten experimentellen Werte, die für den Vergleich ausgewählt wurden. Experiment 2 (orangefarbene Punkte) scheint von den anderen drei abzuweichen (Ringraum oben). Lokale Peaks des Misch-Skalars in der Mitte des Ringraums erscheinen in zwei Versuchsläufen (2 und 4): in Experiment 2 zu Beginn des Tests (ca. 20 s) und in Experiment 4 durchgehend. Ein solches Verhalten wird auch durch die gekoppelten Codesimulationen vorhergesagt.

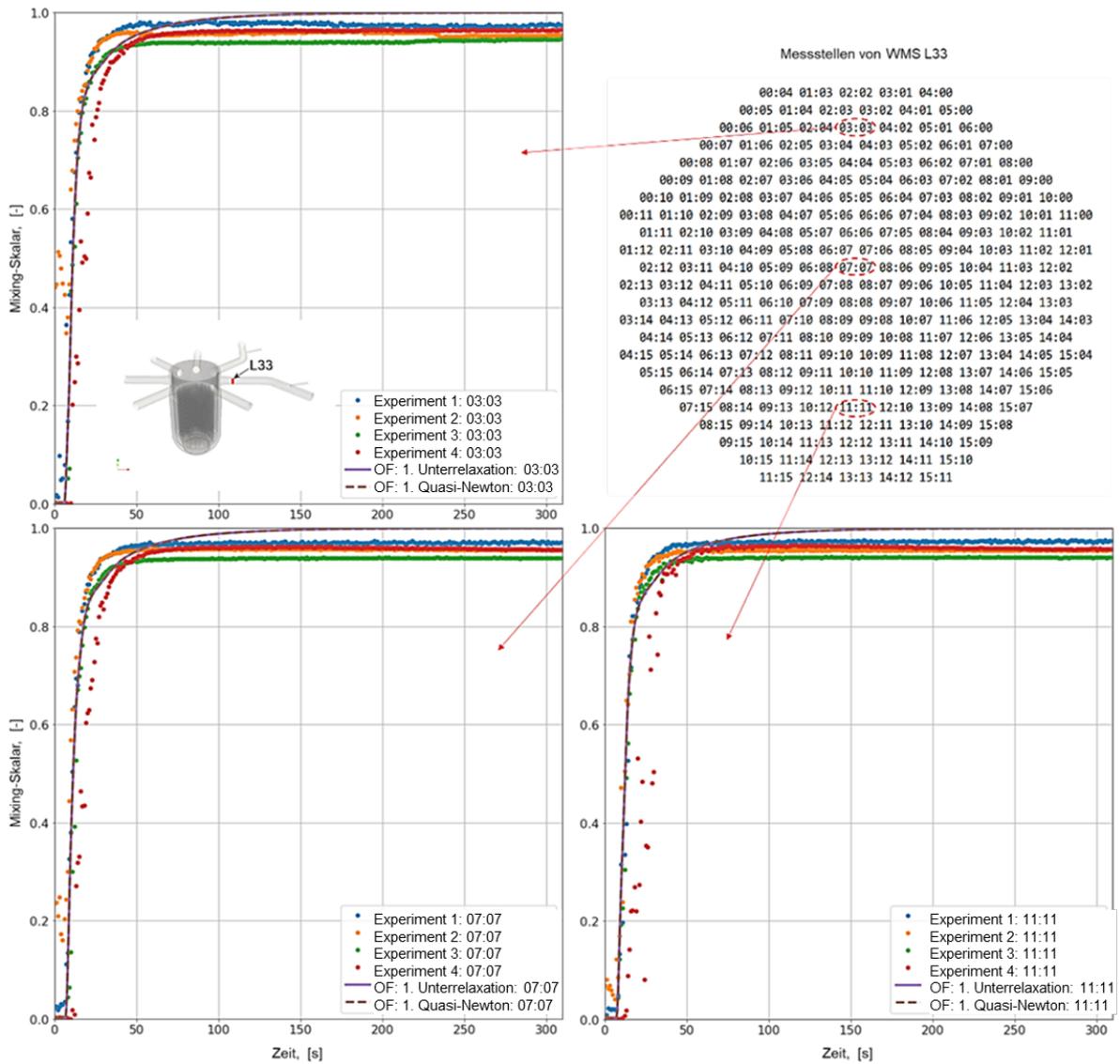
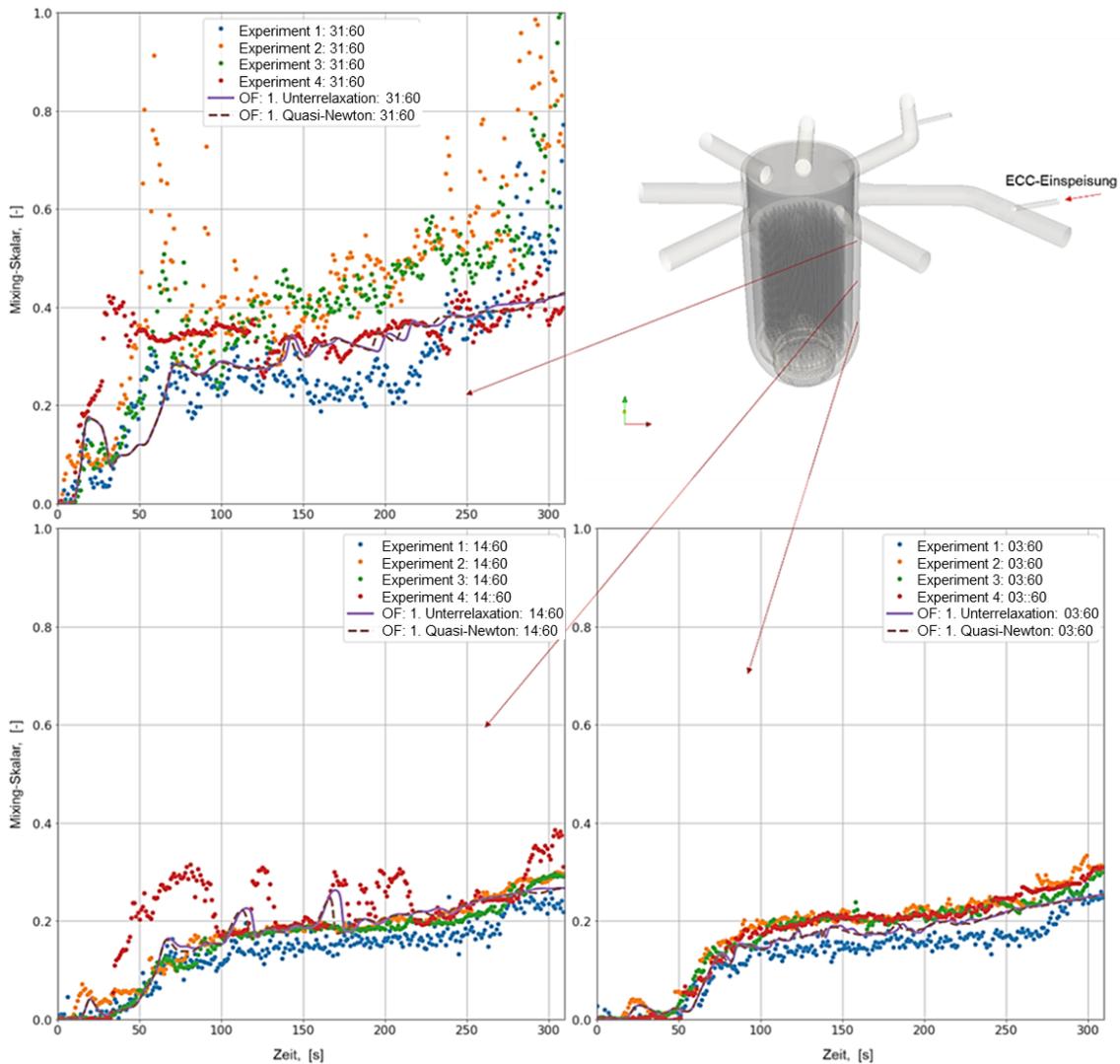


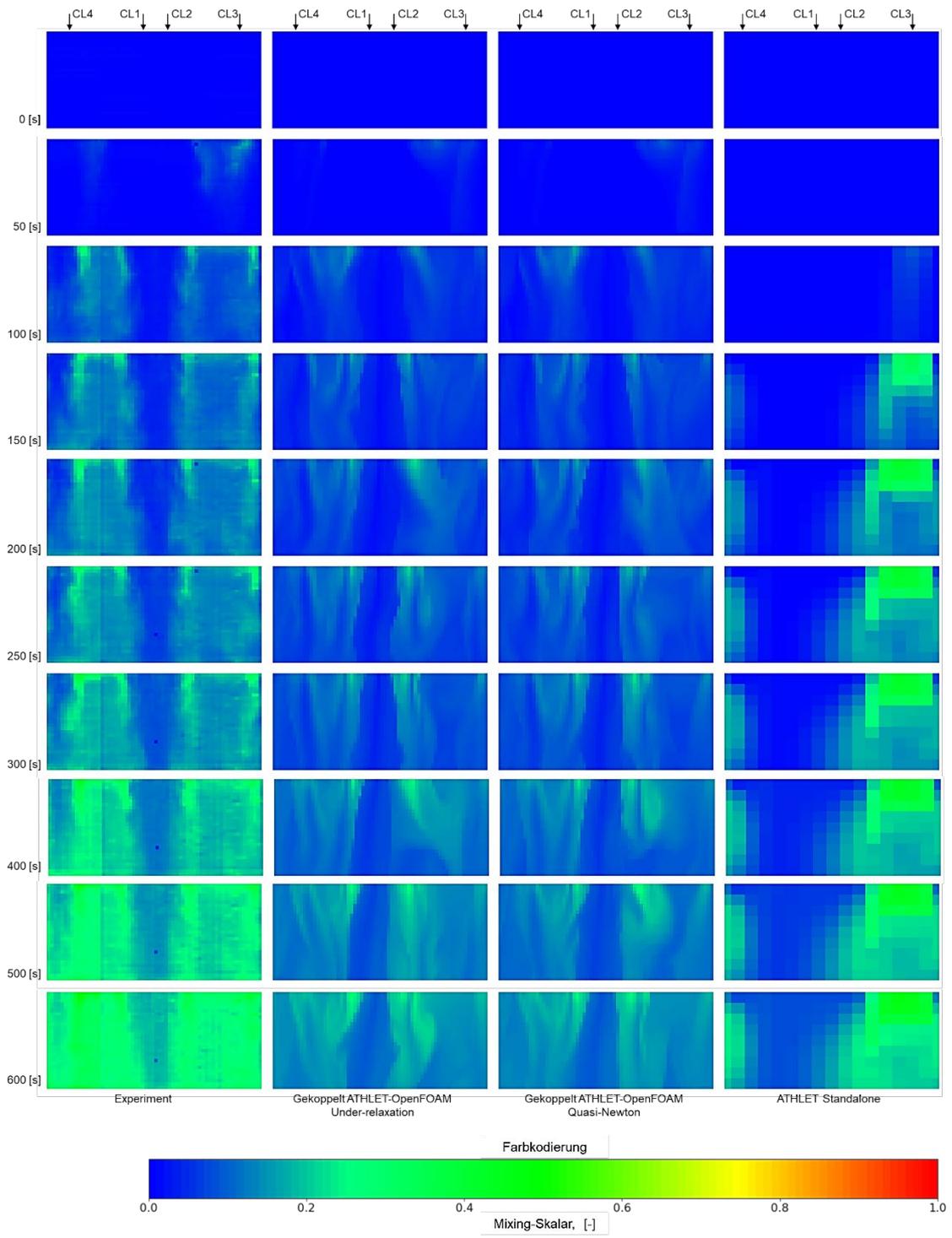
Abb. 4.128 Nicht-gemittelte Mixing-Skalare im kalten Strang 3 bei WMS L33: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/



**Abb. 4.129** Nicht-gemittelte Mixing-Skalare im Ringraum: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/

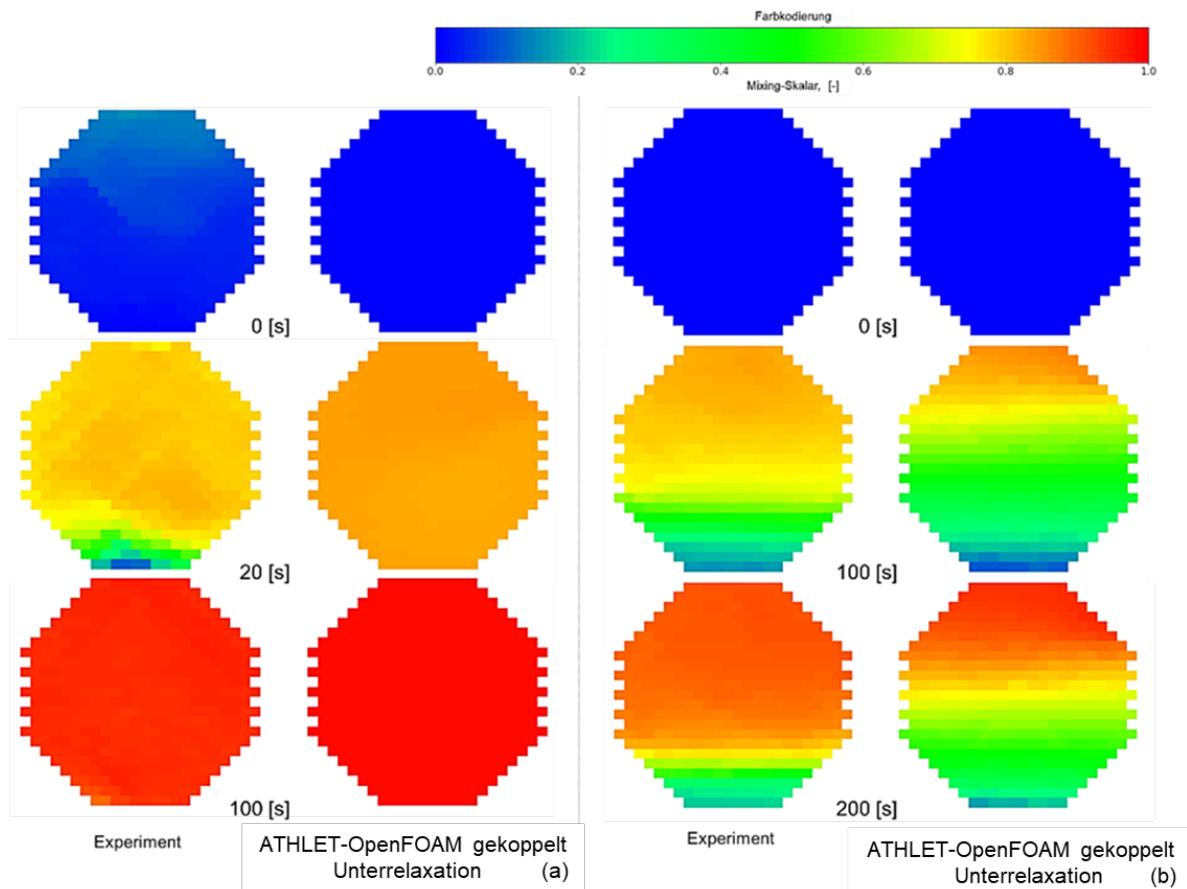
#### 4.4.2.4 ROCOM-Test T1.2

Die gekoppelten Simulationen können das Experiment ROCOM-Test T1.2 qualitativ gut reproduzieren, wie im Fall von ROCOM-Test T1.1 (Abb. 4.130). Allerdings weist die vorherrschende blaue Farbe in Abb. 4.130 darauf hin, dass die Menge an Fluid im Ringraum, gemäß den Simulationen, geringer ist. Die Einspeiserate des Wärmefluides ist in ROCOM-Tests T1.2 fast viermal geringer. Das führt zu einer geringeren Vermischung innerhalb des kalten Strangs vor dem Reaktoreintritt (Abb. 4.131) und im Ringraum (Abb. 4.130). Während bei ROCOM-Test 1.1 eine solche Entmischung nach ca. 20 s verschwindet, bleibt sie auch nach 200 s ECC-Einspeisung für den ROCOM-T1.2-Versuchslauf bestehen.



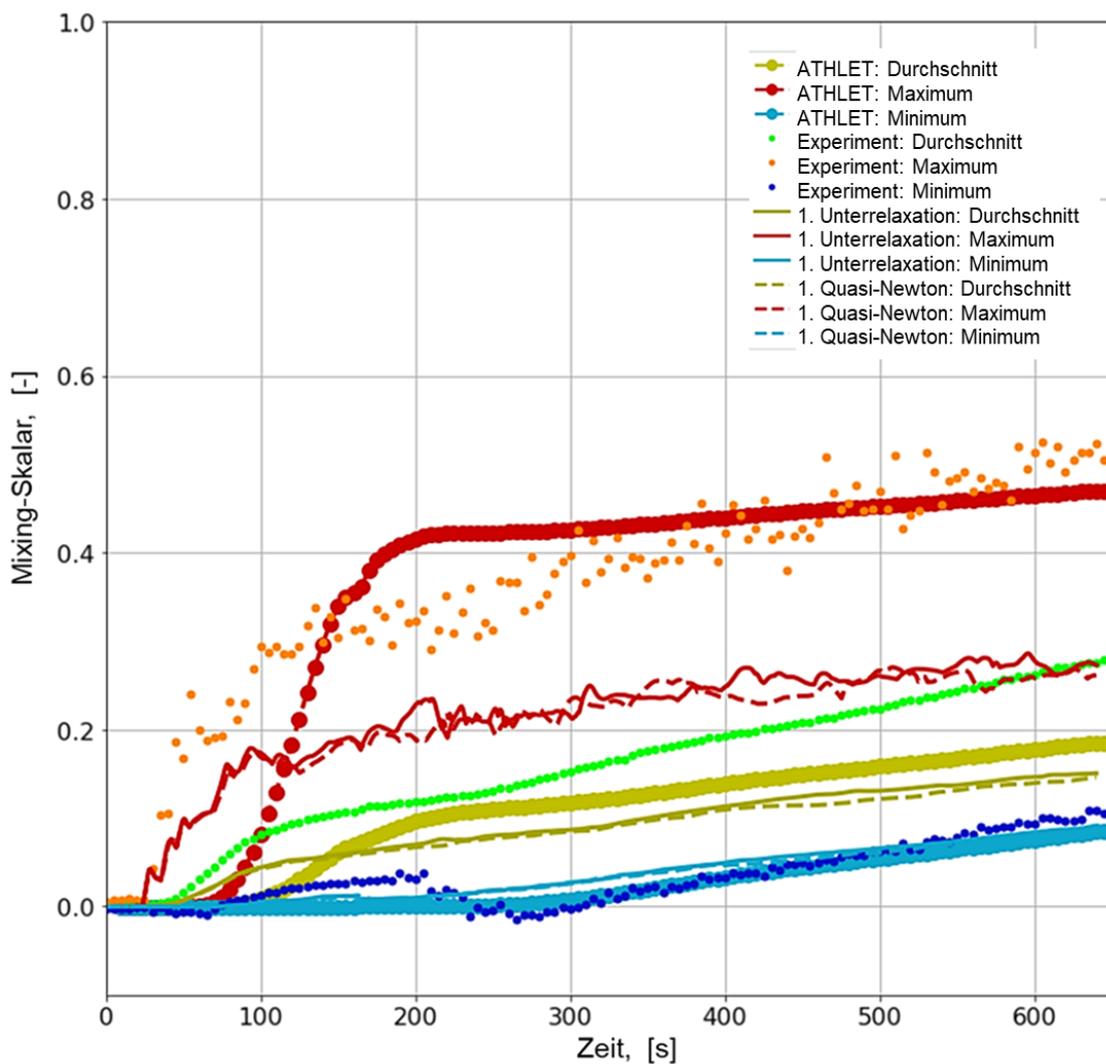
**Abb. 4.130** Mixing-Skalar am äußeren Ringraum-WMS: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/

Der 1D-Code ATHLET geht von einer perfekten Durchmischung im kalten Strang aus, was zusammen mit der groben Nodalisierung zu einem viel höheren Mischungsgrad im Ringraum führt. Wie bei ROCOM-Test T1.1 deuten Abb. 4.130 und Abb. 4.131 darauf hin, dass die eingespeiste wärmere Flüssigkeit nicht an der Stelle des Flansches des kalten Strangs 3 in den RDB-Ringraum eintritt. Sie breitet sich im oberen Teil des Ringraumes aus und scheint von der kälteren strömenden Flüssigkeit in Richtung des unteren Plenums aufgenommen zu werden. Dieses Verhalten wird in beiden Fällen beobachtet: ROCOM-Test T.1.1 und ROCOM-Test T1.2; diese werden außer in den ATHLET-Simulationen recht gut qualitativ reproduziert.

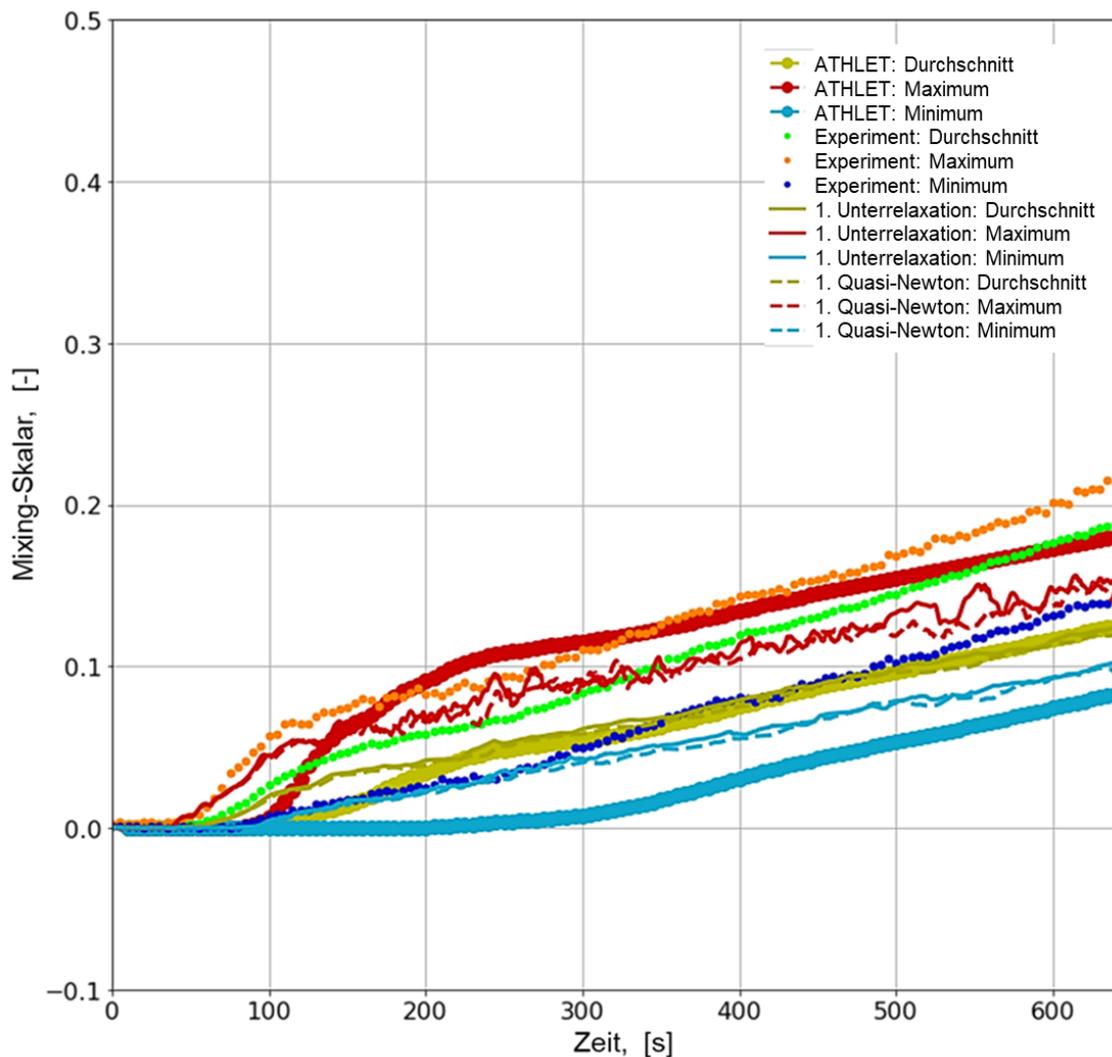


**Abb. 4.131** Mixing-Skalar im kalten Strang 3 bei WMS L33: (a) ROCOM-Test T1.1, (b) ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/

Ein Vergleich des maximalen, mittleren und minimalen Mixing-Skalar im RDB-Ringraum und am Kerneintritt ist in den Abb. 4.132 und Abb. 4.133 dargestellt. Die Durchmischung der eingespeisten Flüssigkeit wird im Fall des ROCOM-Tests T1.2 unterschätzt (Abb. 4.132). Dies zeigt sich an der Menge der wärmeren Flüssigkeit, die im Ringraum vermischt wird. ATHLET Standalone berechnet im ROCOM-Test T1.2 Experiment eine etwas bessere Näherung zu den Messwerten. Dies ist auf die für diese Simulation angewendete Nodalisierung und die oben bereits erwähnte, perfekte Durchmischung im kalten Strang zurückzuführen.



**Abb. 4.132** Mixing-Skalar am äußeren Ringraum WMS: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/



**Abb. 4.133** Mixing-Skalar am Kerneintritt WMS: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/

Ein Vergleich des Instant-Mixing-Scalar für ROCOM-Test T1.2 ist in Abb. 4.134 und Abb. 4.135 dargestellt. Die Werte von Experiment 4 unterscheiden sich von denen der anderen Läufe im kalten Strang (Abb. 4.134) und denjenigen von Experiment 2 für den Ringraum (Abb. 4.135). Diese Abweichungen deuten auf eine signifikante Variabilität der Versuchsläufe hin. Die Simulationen unterschätzen den Mixing-Skalar sowohl im kalten Strang als auch im Ringraum. Im Ringraum sind die Werte nicht sehr weit von den experimentellen Werten entfernt, was aus dem in Abb. 4.130 dargestellten, qualitativen Vergleich und aus den gemittelten Werten in Abb. 4.132 hervorgeht. Es scheint, dass die Werte des gemittelten Mixing-Skalars durch das Experiment 2 zu höheren Werten verschoben werden.

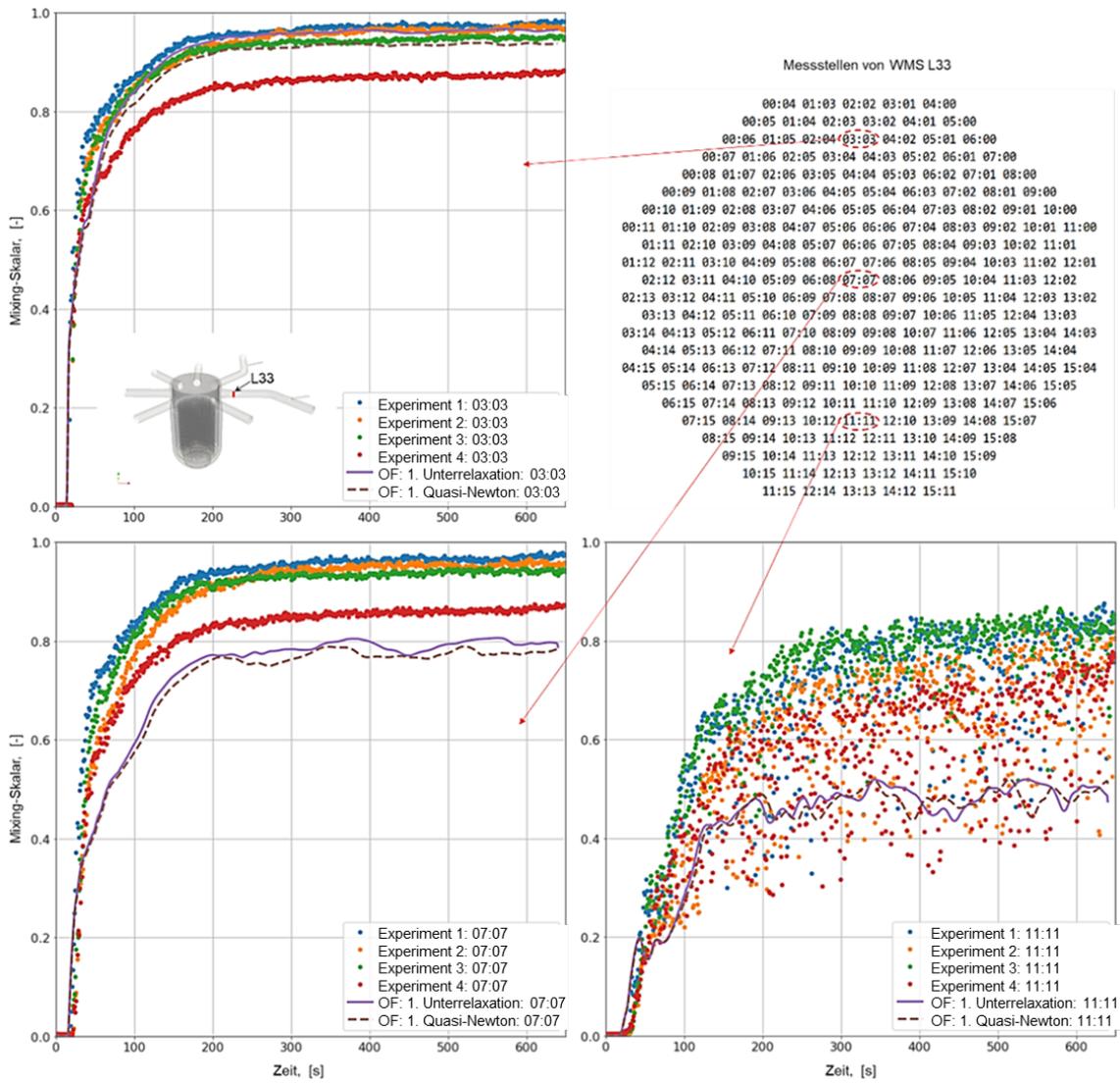
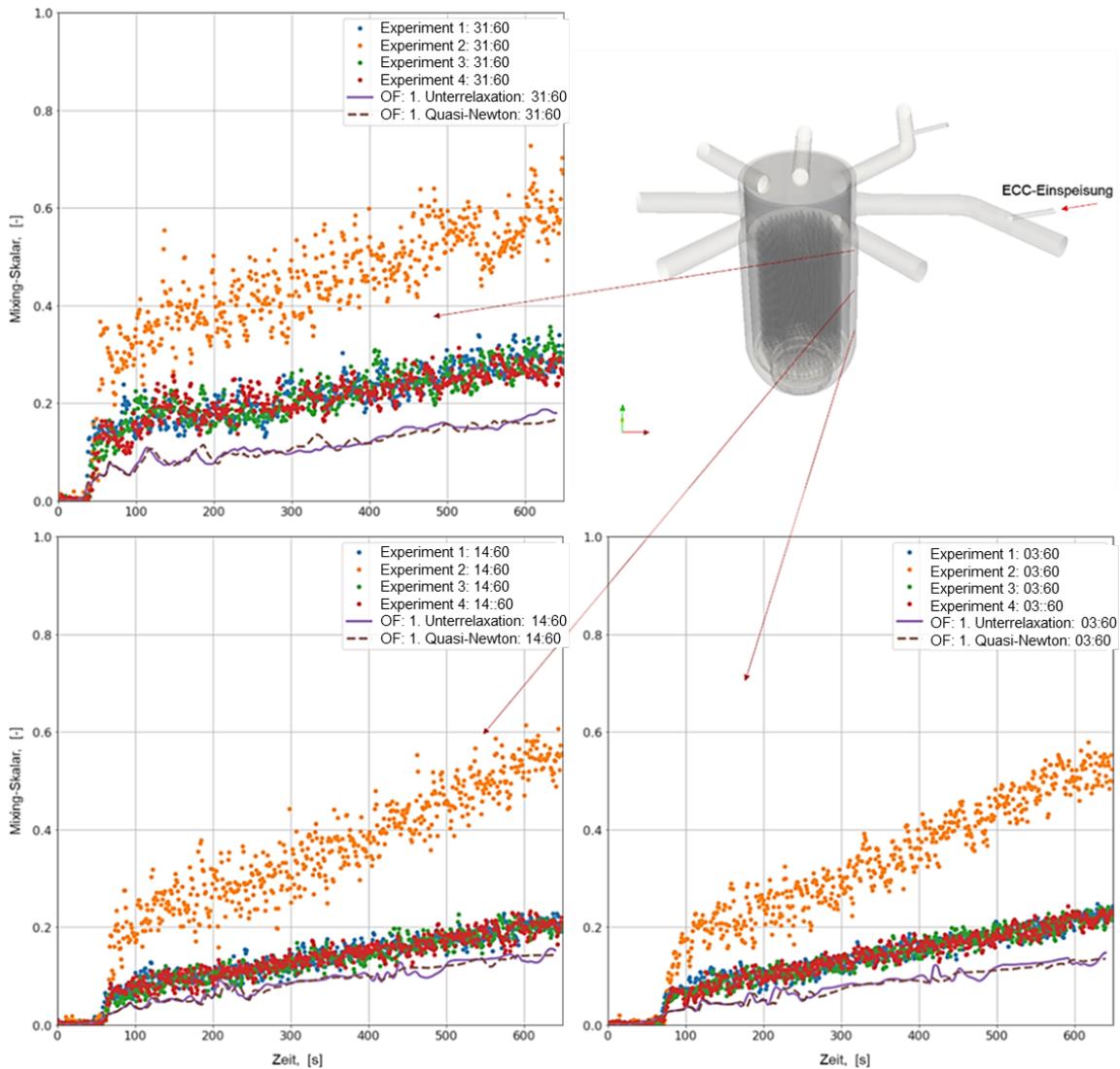
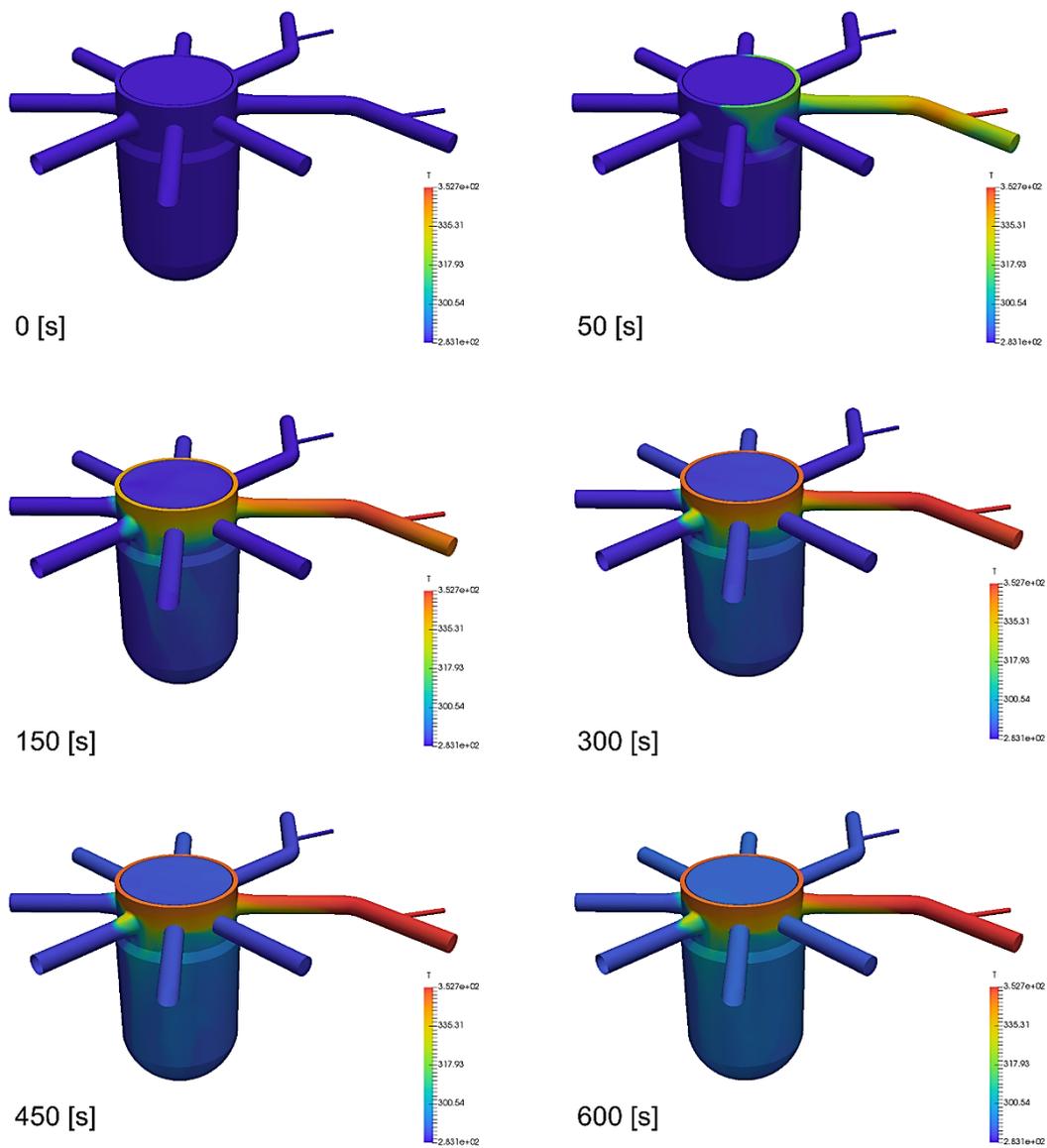


Abb. 4.134 Nicht-gemittelte Mixing-Skalare im kalten Strang 3 bei WMS L33: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/



**Abb. 4.135** Nicht-gemittelte Mixing-Skalare im Ringraum: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/

Die Entwicklung des Mixing-Skalars im RDB ist in Abb. 4.136 dargestellt. Die dargestellten Ergebnisse decken nur die CFD-Domäne ab und wurden mit der gekoppelten ATHLET-OpenFOAM-Methode mit der Quasi-Newton-Methode berechnet. Die in Abb. 4.136 dargestellten Ergebnisse deuten darauf hin, dass die eingespeiste wärmere Flüssigkeit im oberen Teil des Ringraums verbleibt, was auf einen wirkenden Auftrieb zurückzuführen ist. Dieses Fluid wird hauptsächlich durch die sinkenden kälteren Strömen, die aus den Schleifen 1, 2 und 4 kommen, in Richtung des unteren Plenums getrieben und darin gemischt. Der Mischungsgrad würde daher stark von der Strömungsgeschwindigkeit des kälteren Fluids abhängen.



**Abb. 4.136** Zeitlicher Verlauf der ECC-Verteilung im ROCOM-RDB /HRI 19/

### 4.4.3 Zusammenfassende Bewertung

Die Vorhersage des Kühlmittelmischverhaltens in der ROCOM-Testanlage wurde mit gekoppeltem ATHLET-OpenFOAM-Code durchgeführt. Das komplexe Mischungsverhalten der ECC-Einspeisung im RDB-Ringraum wurde sowohl qualitativ als auch quantitativ validiert. Gute Simulationsergebnisse für die Mixing-Skalar-Verteilung in komplexen Geometrien, wie dem Ringraum des Reaktordruckbehälters, wurden im Fall des ROCOM-Tests T1.1 erzielt. Für die ROCOM-Tests T1.2 zeigen die beobachteten Abweichungen, dass die Vermischung der eingespeisten Flüssigkeit in der Testanlage durch die Simulationen nicht zufriedenstellend reproduziert wurde. Die experimentell gemessene, verstärkte Durchmischung ergibt sich aus der Mittelwertbildung der Messwerte und der Tatsache, dass die Messwerte eines der vier Experimente deutlich höher liegen als die anderen drei. Zusätzlich wurden die Dissoziationskonstanten des Ethanol und des Salzes im Wasser, die zu eine Verbesserung des Mischverhaltens der injizierten Flüssigkeit beitragen können, in den Simulationen nicht berücksichtigt. Dies sollte für zukünftige Analysen berücksichtigt und im OpenFOAM-Solver implementiert werden.

Die numerische Leistung der implementierten Code-Kopplungsmethoden der Unter-Relaxation und eines Quasi-Newton-Verfahrens wurde ebenfalls bewertet. Die Quasi-Newton-Kopplungsmethode zeigte eine bessere Leistung in Bezug auf die Simulationgeschwindigkeit unter den gleichen Laufbedingungen.

Während der Arbeit wurden Probleme bei Kopplungsknoten der gekoppelten Simulationen aufgedeckt: Probleme bei der Erzeugung von Phantommassen und bei der Konvergenz bei numerischem Schema zweiter Ordnung. Die Anwendung der CyclicAMI-Randbedingungen sollte daher mit Vorsicht erfolgen. Bei Diskretisierungsschemata zweiter Ordnung konnten die Löser nicht konvergieren. Dies war auf das Vorhandensein von Pyramiden mit hohem Aspektverhältnis an den Verschmelzungsgrenzflächen zurückzuführen. Die pyramidenförmigen Elemente wurden beim Zusammenführen der Maschen für die verschiedenen Teile mit ICEM CFD erstellt. In zukünftigen Analysen ist ein besseres Netz erforderlich und erwünscht.

Die vorgestellten Analysen belegen die Anwendbarkeit und die Vorteile des gekoppelten Code-Ansatzes in Bezug auf die Qualität der numerischen Vorhersagen. Die Leistung des gekoppelten Codes war in Bezug auf die erforderliche Rechenzeit zufriedenstellend. Aus diesem Grund ist die Weiterentwicklung und Verbesserung der Kopplung zwischen ATHLET und CFD-Codes wünschenswert, um so Vorhersagemöglichkeiten dieses

Ansatzes mit hoher Wiedergabetreue zu verbessern, insbesondere dann, wenn sie auf mehrdimensionale Strömungsphänomene angewendet werden.

## **4.5 Neue Medien und Fusion**

Das nachfolgende Kapitel beschreibt die durchgeführten Arbeiten zu neuen Medien, die auch in Anlagen zur Kernfusion eingesetzt werden können. Aufgrund der Nicht-Verfügbarkeit der geplanten Versuche in der HELOKA-Anlage am KIT während der Projektlaufzeit konnten keine Arbeiten explizit hierzu durchgeführt werden. Da aber Helium in Fusionskonzepten als Kühlmedium eingesetzt werden soll, können die Erkenntnisse aus der Validierung zu Helium, die nachfolgend beschrieben werden, grundsätzlich auf die Kühlschleifen des Blankets in Fusionsanlagen übertragen werden.

### **4.5.1 Nachrechnung eines PBMR-Reaktors mit dem neuen Kompressor-Modell**

Eines der Generation-IV-Reaktorkonzepte ist der gasgekühlte, graphitmoderierte Hochtemperaturreaktor (VHTR). Es gibt zwei VHTR-Hauptkonzepte: der Kugelhaufenreaktor und der Prismatische Reaktor. In beiden Fällen wird Helium als Kühlmittel und TRISO-Partikel (beim Kugelhaufenreaktor in Graphitkugeln enthalten und beim prismatischen Reaktor zu Brennstäben zusammengefasst) als Brennstoff verwendet.

Das neue Kompressor-Modell wurde im Rahmen des RS1191-Projekts (Rechenmethoden zur Bewertung der Sicherheit von gasgekühlten Hochtemperaturreaktoren und superkritischen Leichtwasserreaktoren) entwickelt. In der dargestellten Arbeit ist das Ziel, erste Testrechnungen mit dem Kompressor-Modell durchzuführen, um seine Fähigkeiten zu testen. Zunächst wurde das Modell für zwei Druckniveaus eigenständig getestet. Danach wurde ein Datensatz für den PBMR400-Reaktor mit dem Kompressor-Modell erstellt.

#### 4.5.1.1 Eigenständiger Test des Kompressor-Modells

Um das Modell alleinstehend zu verifizieren testen, wurden zwei kleine Beispiele entwickelt. In diesem einfachen ATHLET-Datensatz gibt es nur zwei Leitungen, zwischen denen eine kurze Leitung als Kompressor dient. Da das Kompressor-Modell ein Junction-basiertes Modell ist (JTYP0 = 8), hat die kurze Leitung 2 CVs, zwischen denen der Kompressor definiert ist. Die detaillierten Kompressordaten wurden mithilfe eines MATLAB-Programms erstellt. Sowohl die Entwurfparameter als auch die mit ATHLET berechneten Werte sind in Tab. 4.11 aufgeführt /TIB 19b/.

Beide Beispiele geben die erwarteten Werte wieder. Beim Druckverhalten ergibt sich eine kleine Abweichung von den vorgeschriebenen Werten, wobei der Unterschied geringfügig ist. Die berechneten Leistungen können durch die folgende einfache Gleichung bestätigt werden.

$$P_{comp} = \dot{m} * dh_{comp}(T) \quad (4.4)$$

**Tab. 4.11** Parameter der Beispielkompressoren /TIB 19b/

	Niederdruckkompressor		Hochdruckkompressor	
	C1	C1-ATH	C2	C2-ATH
Drehzahl (rpm)	6.000	6.000	6.000	6.000
p <sub>1</sub> Eintrittsdruck (bar)	31	30,77	54	53,87
p <sub>2</sub> Austrittsdruck (bar)		53,79		90,11
Druckverhältnis	1,74	1,75	1,66	1,67
T <sub>1</sub> Eintrittstemperatur (°C)	120	120	116	116
T <sub>2</sub> Austrittstemperatur (°C)		232		212,5
Massenstrom (kg/s)	192,7	192,7	192,7	192,7
Stufenanzahl	17	17	20	20
Leistung (MW)		111,7		96,45

Um die Sensitivität und die Stabilität des Kompressor-Modells zu testen, wurde mit dem Niederdruckbeispiel-Datensatz (C1) eine kleine Parameterstudie durchgeführt. In dieser Studie wurden nur Rahmenbedingungen variiert und keine internen Parameter des Kompressors (die in einer separaten Datei der Rechnung beigefügt werden müssen). Jeder Parameter wird unabhängig von den anderen geändert, während alle anderen Bedingungen gleich gehalten werden. Die postulierten Abweichungen von den nominalen Werten umfassen eine relativ große Schwankungsbreite, um so die Grenzen des Modells testen zu können. Die Ergebnisse sind in Tab. 4.12 bis Tab. 4.15 zusammengefasst, in denen die Nominalwerte grau hinterlegt sind.

Tab. 4.12 stellt den Einfluss der Eintrittstemperatur dar. Je höher die Eintrittstemperatur ist, desto höher wird die Austrittstemperatur. Folglich leistet der Kompressor mehr Arbeit. Das Druckverhältnis wird nur geringfügig durch die Eintrittstemperatur beeinflusst. Der Wirkungsgrad hat einen Höchstbetrag bei  $\sim 150\text{ °C}$ , was interessanterweise nicht dem nominalen Wert entspricht.

**Tab. 4.12** Einfluss der Eintrittstemperatur /TIB 19b/

T1 [°C]	T2 [°C]	p1/p2 [-]	η [%]	P(W)
50	Endlosschleife			
60	Floating Point Error			
70	178	1,7465	79,29	108,2
80	189	1,7467	81,18	108,81
100	210	1,747	84,77	110,18
110	221	1,748	86,51	110,93
120	232	1,7485	88,217	111,7
130	242	1,7492	89,86	112,52
140	254	1,7497	91,33	113,53
150	265	1,75	92,46	114,96
175	305	1,75	86,9	129,57
200	345	1,7574	82,93	144,44

Der Einfluss des Drucks vor dem Kompressor wird in Tab. 4.13 zusammengefasst. Das Druckverhältnis lässt sich kaum beeinflussen. Ein optimaler Punkt scheint sich gegen 29 bar zu ergeben. Sowohl die Austrittstemperaturen als auch die geleistete Arbeit des Kompressors erhöht sich bei einer Abweichung von diesem Punkt. Der Wirkungsgrad vermindert sich bei etwa ~ 10 % bei einer 15%-igen Abweichung im Druck.

**Tab. 4.13** Einfluss des Systemdrucks vor dem Kompressor /TIB 19b/

p1 [bar]	T2 [°C]	p1/p2 [-]	η [%]	P(W)
20	Kompressor-Eingabefehler			
25	241	1,75	81,5	121,16
28	PC-Zeitproblem			
29	228	1,749	91,59	107,6
30	229	1,748	89,97	109,5
31	232	1,7485	88,217	111,7
32	234	1,748	86,493	113,89
33	236	1,748	84,84	116
34	238	1,7479	83,25	118,27
35	241	1,7478	81,7	120,48
40	Floating Point Error			

Der Massenstrom beeinflusst hauptsächlich die geleistete Arbeit, wie in Tab. 4.14 dargestellt. Das Druckverhältnis ist praktisch unverändert. Dadurch, dass sich die Austrittstemperaturen nur geringfügig ändern, ändert sich die Leistung weitgehend linear mit dem Massenstrom. Das Optimum (bezüglich des Wirkungsgrads) befindet sich hier auch nicht bei dem Nominalwert, sondern bei ~ 205 kg/s.

**Tab. 4.14** Einfluss des Massenstroms /TIB 19b/

m [kg/s]	T2 [°C]	p1/p2 [-]	η [%]	P(W)
125	Floating Point Error			
150	Endlosschleife			
175	238	1,7476	83	107,65
180	237	1,7478	84,5	108,78
185	234	1,748	86	109,9
190	233	1,748	87,45	111
192,7	228	1,7485	88,217	111,7
195	231	1,7487	88,6	112,2
200	230	1,749	90,2	113,4
205	228	1,7492	91,3	114,8
210	PC-Zeitproblem			
225	233	1,7461	87	131,74
250	KCOSS Kompressor-Eingabefehler			

Den größten Einfluss auf den Kompressor hat, wie erwartet, die Drehzahl (Tab. 4.15). Bei einer viel zu großen Abweichung (~ 30 %) läuft der Kompressor überhaupt nicht. Bei viel zu kleinen Drehzahlen weist das Modell auf das Problem hin (widersprüchliche Eingabedaten). Bei zu großen Drehzahlen dagegen gelangt die Rechnung in einen Zustand viel zu kleiner Zeitschritte, der einen Abbruch erfordert. Wie es in Tab. 4.15 zu sehen ist, lässt sich der Wirkungsgrad nicht durch die Drehzahl beeinflussen. Auf der anderen Seite ändert sich das Druckverhältnis erheblich. Das vorgesehene Druckverhältnis von 1,75 wird nur bei der nominalen Drehzahl erreicht. Je kleiner die Drehzahl ist, desto größer wird das Druckverhältnis. Bei einem größeren Enddruck wird sich die Austrittstemperatur also erhöhen, wodurch die geleistete Arbeit des Kompressors dementsprechend erhöht wird.

**Tab. 4.15** Einfluss der Drehzahl /TIB 19b/

n [1/s]	T2 [°C]	p1/p2 [-]	$\eta$ [%]	P(W)
3.000	KCOSS Kompressor-Eingabefehler			
4.000	KCOSS Kompressor-Eingabefehler			
5.000	356	2,893	88,217	236
5.500	298	2,3037	88,217	176,7
6.000	232	1,748	88,217	111,7
6.500	201	1,5139	88,217	80,4
7.000	177	1,349	88,217	56,79
8.000	PC-Zeitproblem			

Wie in den Tabellen zu erkennen ist, funktioniert das Modell bei einigen Rechnungen mit größeren Abweichungen von den Nominalwerten nicht. In manchen Fällen erkennt das Modell das Problem (KCOSS-Fehlermeldungen) und steigt aus der Simulation sauber aus. Andererseits traten jedoch auch Floating Point-Fehler (unmittelbarer Programmabbruch), Endlosschleifen (ohne Hinweis) bzw. auch scheinbar unbegründete Zeitschritänderungen auf. Diese Situationen sind durch programmtechnische Änderungen zu verhindern bzw. abzufangen. Die Probleme traten größtenteils bei großen Abweichungen von Nominalwerten auf, die auf die Modell-Grenzen hinweisen. In mindestens zwei der untersuchten Fälle ( $p = 28 \text{ bar}$ ,  $m = 210 \text{ kg/s}$ ) traten jedoch oben genannte Probleme auf, obwohl diese Fälle durchaus realistisch wären.

In diesen Beispielen verhält sich das Kompressor-Modell in einfacheren Fällen wie erwartet. Als nächster Schritt kann es als Teil eines Reaktormodells angewendet und getestet werden.

#### 4.5.1.2 Der ATHLET-Eingabedatensatz des PBMR-Reaktors

##### PBMR-Reaktor

Der Hochtemperatur-Kugelhafenreaktor PBMR ist ein heliumgekühlter, graphitmoderierter Reaktor. Der Reaktor beinhaltet einen vertikalen Reaktordruckbehälter, in dem sich der kugelförmige Brennstoff befindet. Die Kugeln bestehen aus Graphit und enthalten in ihrem Inneren leistungserzeugende, ummantelte  $\text{UO}_2$ -Partikel, sogenannte Coated Particles. Um den Kern selbst sind Graphit-Reflektoren angeordnet.

Der Reaktor hat insgesamt drei Turbinen, wovon zwei mit den Kompressoren verbunden sind. Die dritte Turbine ist mit dem Generator verknüpft und sorgt für die Stromerzeugung (s. Abb. 4.137). Im Kühlkreislauf gibt es einen Wärmeaustauscher und mehrere Kühler. Die Kerneintrittstemperatur ist  $500\text{ }^\circ\text{C}$ , die sich im Kern auf  $900\text{ }^\circ\text{C}$  erhöht. Der Helium-Massenstrom ist  $192,7\text{ kg/s}$ . Die thermische Leistung beträgt  $400\text{ MW}$ .

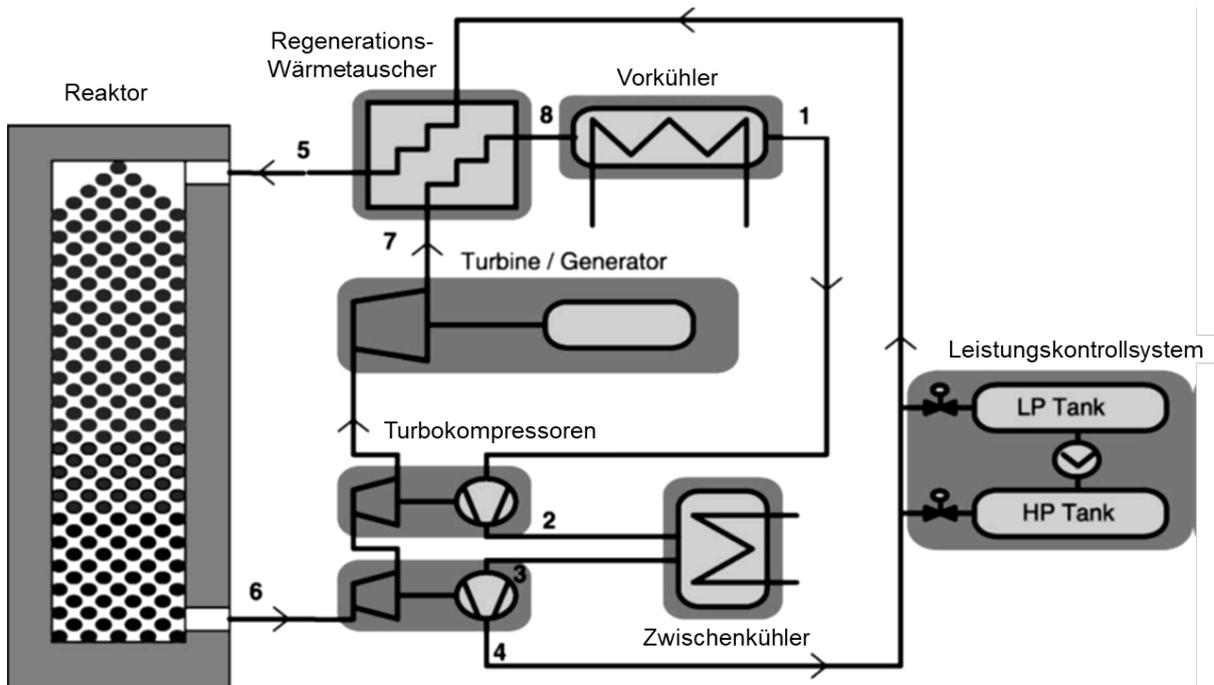
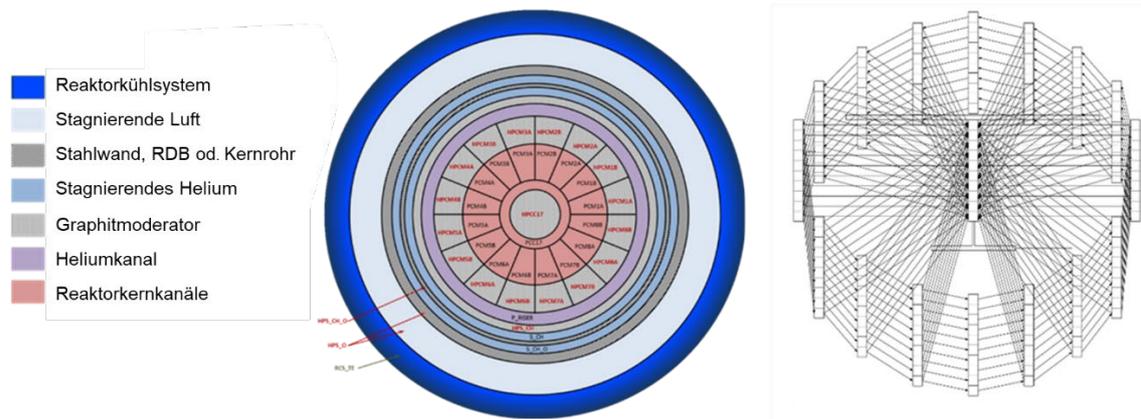


Abb. 4.137 Schematische Darstellung des PBMRs /KOS 03/

##### Modellierung

Das Modell des Reaktordruckbehälters basiert auf der Spezifikation des PBMR-400-Designs, die im Rahmen eines OECD/NEA-Projekts definiert wurde. Für die thermohydraulische Darstellung des Reaktordruckbehälters wurde anhand des PBMR-400-Designs ein generisches Parallelkanalmodell mit Querverbindungen in ATHLET erstellt.

Der Reaktorkern wird durch insgesamt 17 Parallelkanäle dargestellt. Der zentrale Graphitreflektor sowie die seitlichen Reflektoren werden als Wärmeleitobjekte modelliert, die mit den jeweiligen Kanälen verbunden sind. Die annähernd 452.000 Brennelementkugeln sind auf die 17 Kanäle gleichmäßig verteilt. Abb. 4.138 zeigt die vereinfachte Darstellung des Kernbereichs im ATHLET-Modell. Die gesamte Nennleistung des Kerns entspricht  $400 \text{ MW}_{\text{th}}$ .

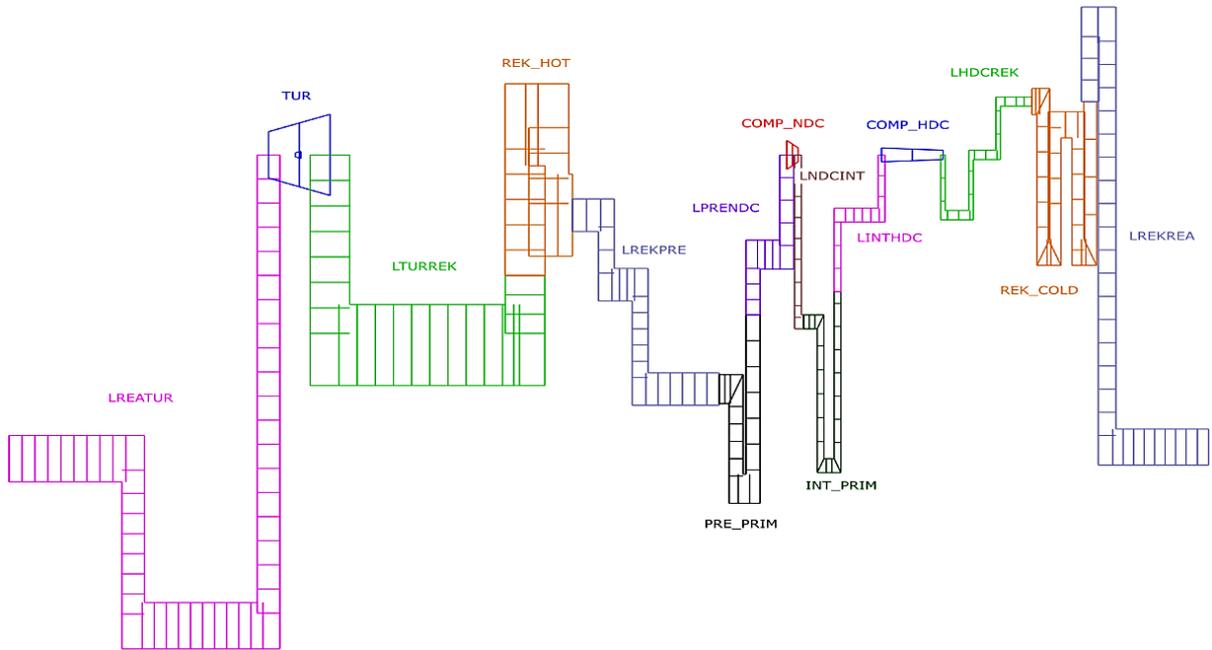


**Abb. 4.138** Schematische Darstellung des Kerns im ATHLET-Modell /TIB 19b/

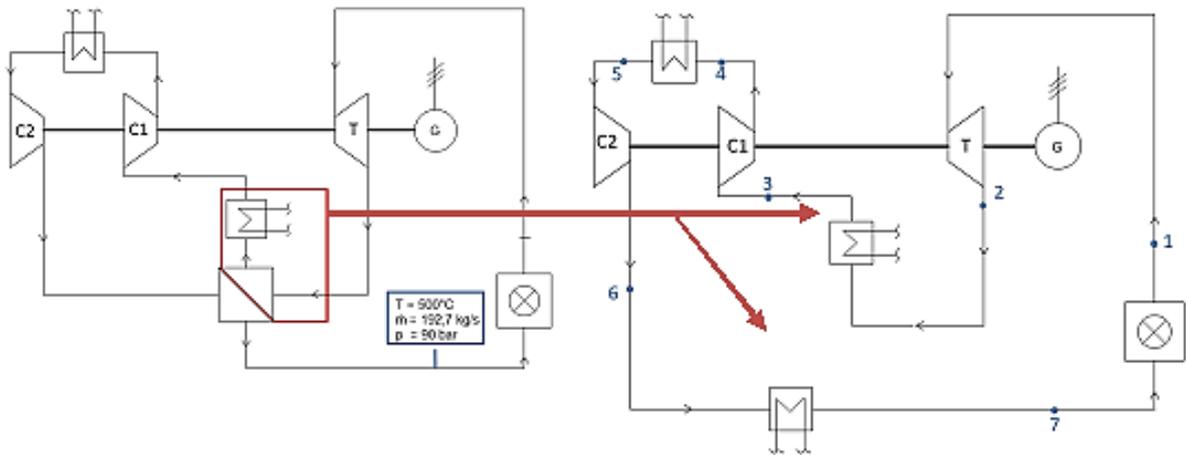
Abb. 4.139 zeigt den Kühlkreislauf des PBMR-Modells. Helium fließt nach dem Kernbereich durch die Leitung LREATUR in die Turbine (TUR). Die heiße Seite des Rekuperators/Wärmeaustauschers (REK\_HOT) ist mit dem Reaktor durch die Leitung LTURREK verbunden. Die Kühler sind durch PRE\_PRIM, INT\_PRIM modelliert und sind durch einfache Leitungen mit dem Rekuperator und den Kompressoren verknüpft. (Hinweis: alle Leitungsnamen fangen mit L an und weisen auf die zwei verbundenen TFOs hin.) Die zwei Kompressoren werden mit dem neuen Kompressor-Modell dargestellt. Der Durchmesser beider TFOs wird an der Stelle verringert, an der die Kompressoren sind. Die kalte Seite des Rekuperators wird mit dem TFO REK\_COLD modelliert, das mit dem Kernbereich durch LREKREA verbunden ist.

Um Instabilitäten zu vermeiden, werden die Wärmeaustauscher und die Kühler durch einfache PID-Controller über Temperaturwerte gesteuert. Des Weiteren wurde eine Vereinfachung des dargestellten Kreislaufs vorgenommen, um die Stabilität der Simulation zu erhöhen. Die heiße Seite des Rekuperators und die Vorkühler wurden zusammengefasst. Danach wurde die kalte Seite des Rekuperators von der heißen Seite entkoppelt, so dass der übertragene Wärmestrom nicht mehr durch das HECU-Wärmeleitungs-

modell von ATHLET berechnet, sondern über einen PID-Controller im GCSM-Modul übertragen wird. Diese Änderungen sind in Abb. 4.140 dargestellt.



**Abb. 4.139** Nodalisierung des Kühlkreislaufs im PBMR-ATHLET-Modell /TIB 19b/



**Abb. 4.140** Vereinfachung des Kühlkreislaufs /TIB 19b/

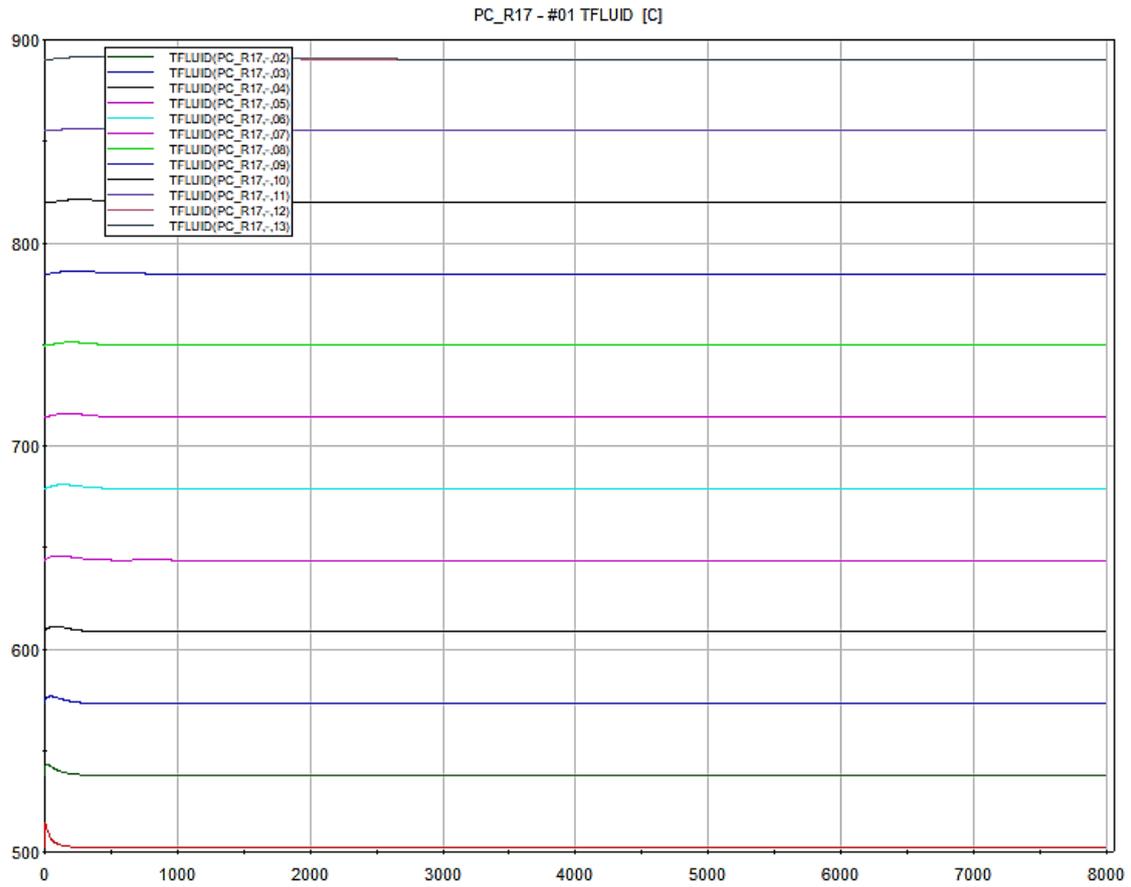
Der Massenstrom beträgt 192,7 kg/s, die Kerneintrittstemperatur ist 500 °C, wobei in dem System vor Kerneintritt 90 bar herrschen. Das Gesamtmodell beinhaltet insgesamt

71 TFOs und 37 HCVs (hauptsächlich im Kernbereich). Eine Steady-State-Rechnung ohne Transiente wurde durchgeführt, um das Kompressor-Modell zu testen.

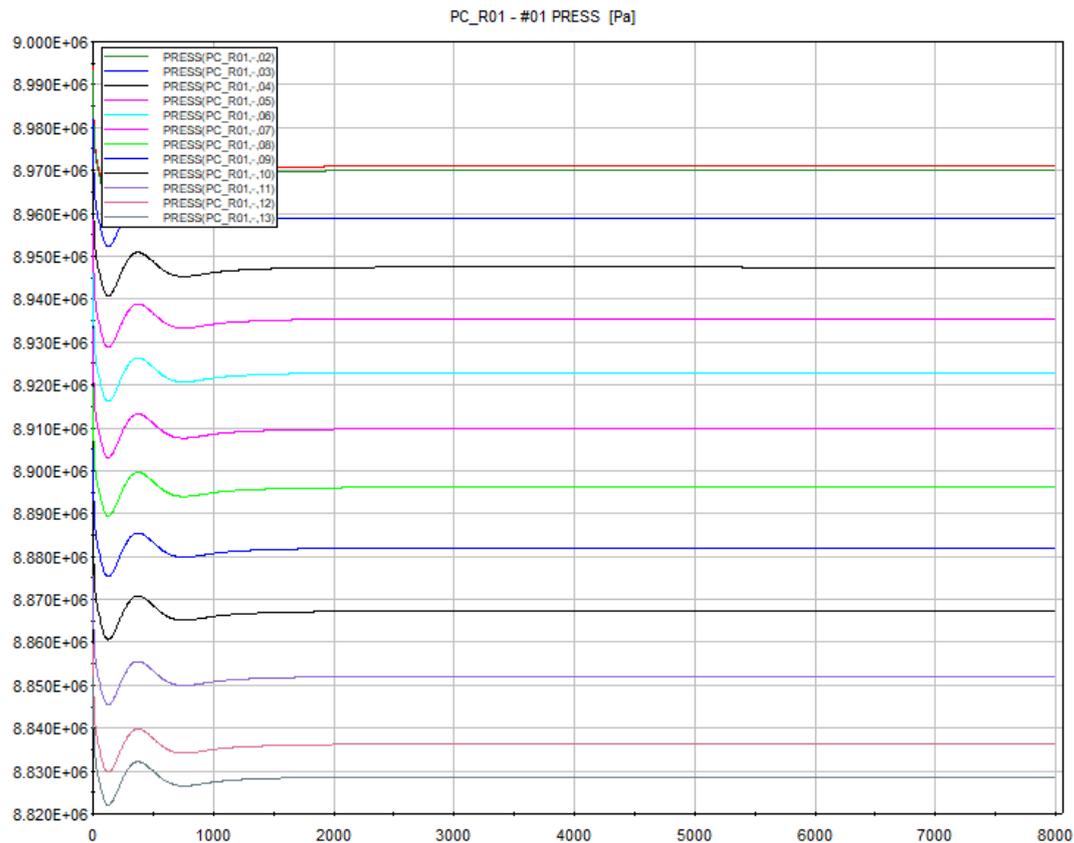
#### **4.5.1.3 Rechenergebnisse**

Abb. 4.141 und Abb. 4.142 stellen die Temperatur- und Druckverläufe im Kern dar. Die Temperaturen im Kern sind nach einer kurzen Stabilisierungsphase unverändert. Die Eintrittstemperatur beträgt  $\sim 500\text{ °C}$  und erhöht sich im Kern auf knapp  $\sim 900\text{ °C}$ . Für den Druck dauert die Stabilisierung länger. Im Kernkanal wird insgesamt ein Druckverlust von  $\sim 1,4\text{ bar}$  simuliert.

Der im Kühlkreislauf simulierte Zustand ist in Abb. 4.143 und Abb. 4.144 dargestellt. Aus der Turbine tritt das Helium unter  $30,6\text{ bar}$  mit einer Temperatur von  $502\text{ °C}$  aus. Diese entspricht einer thermischen Leistung von  $\sim 385\text{ MW}$  im Kern. Im Rekuperator und den Vorkühlern (zusammengelegt, s. Abb. 4.143) wird das Kühlmittel auf  $120\text{ °C}$  gekühlt. Der Niederdruckkompressor komprimiert das Helium auf  $53,4\text{ bar}$ , während die Temperatur sich auf  $231\text{ °C}$  erhöht. Vor dem Hochdruckkompressor wird das Helium auf  $116\text{ °C}$  gekühlt. Nach dem zweiten Kompressor beträgt der Druck  $89,5\text{ bar}$ . Die geleistete Arbeit in den Kompressoren ist insgesamt  $\sim 215\text{ MW}$ . Somit wird eine Nutzleistung von  $\sim 170\text{ MW}$  produziert. Schließlich wird die Temperatur des Helium-Kühlmittels im Rekuperator von  $\sim 220\text{ °C}$  auf  $500\text{ °C}$  erhöht. Abb. 4.144 stellt die Temperatur- und Druckverhältnisse im Kreislauf dar.



**Abb. 4.141** Temperaturkurven im Kern /TIB 19b/



**Abb. 4.142** Druckverlauf im Kern /TIB 19b/

Die wichtigsten Daten der berechneten Kompressoren befinden sich in Tab. 4.16. Vergleicht man diese Ergebnisse mit denen aus Tab. 4.11, kann man feststellen, dass die im Beispiel verwendeten Kompressoren sich mit geringfügigen Abweichungen gleich verhalten. Dies ist ein Hinweis darauf, dass das Modell nahe des Nominalzustands stabil ist und gute Ergebnisse liefert. Wesentliche Parameter der Kompressoren sind in Abb. 4.145 bis Abb. 4.148 dargestellt. Wie diese Parameter zeigen, dauert es ca. 2.000 s, bis sich für diesen Datensatz die Simulation der Kompressoren stabilisiert.

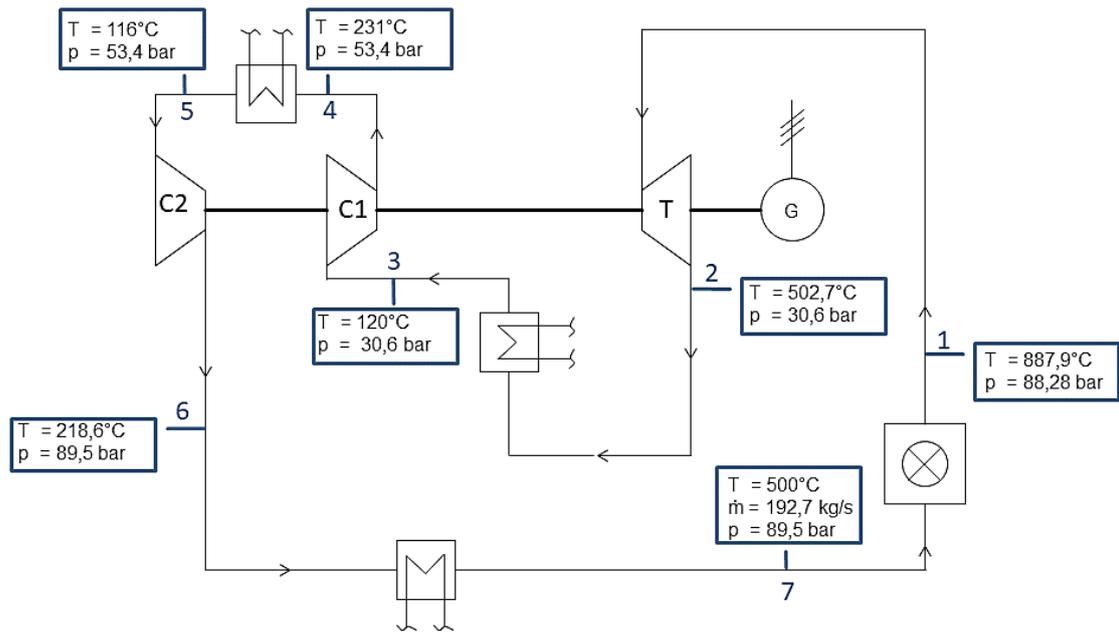


Abb. 4.143 Schematische Darstellung des simulierten Zustands /TIB 19b/

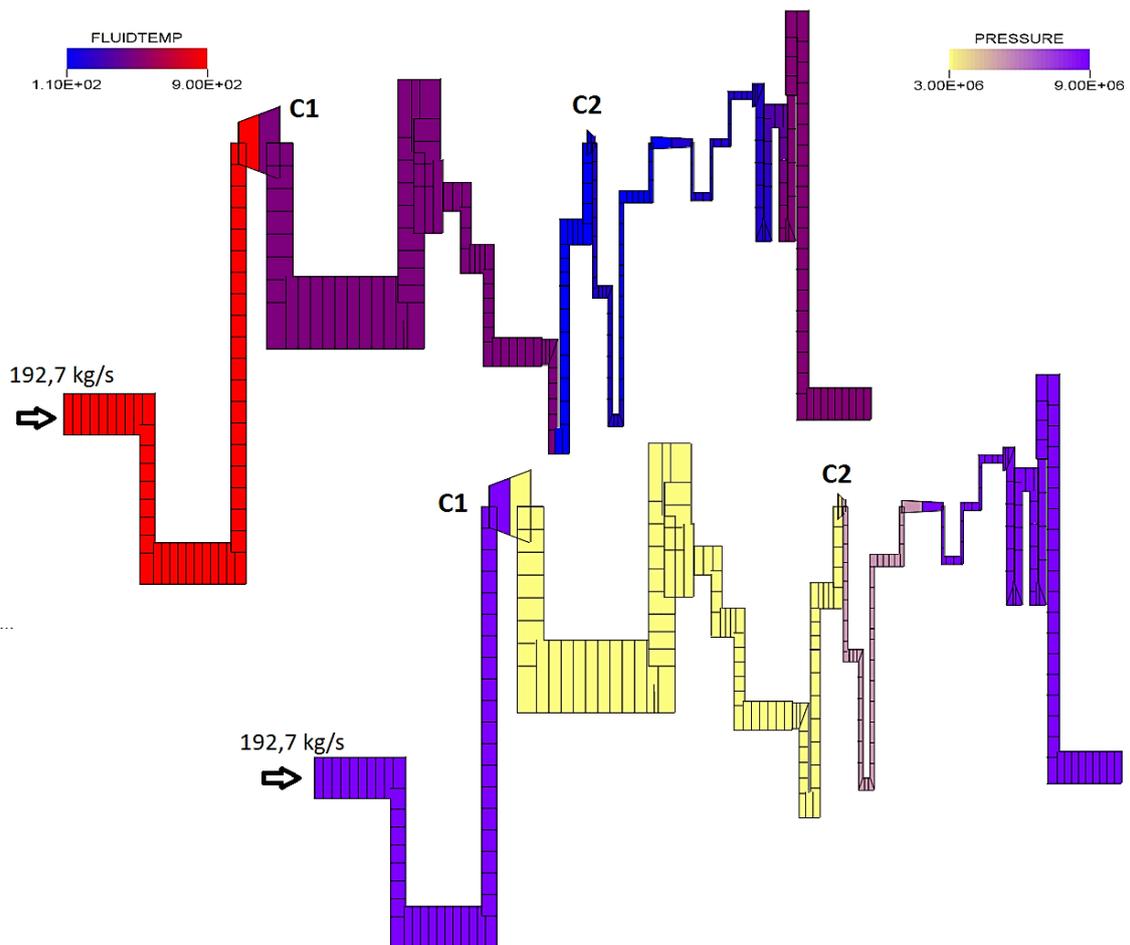
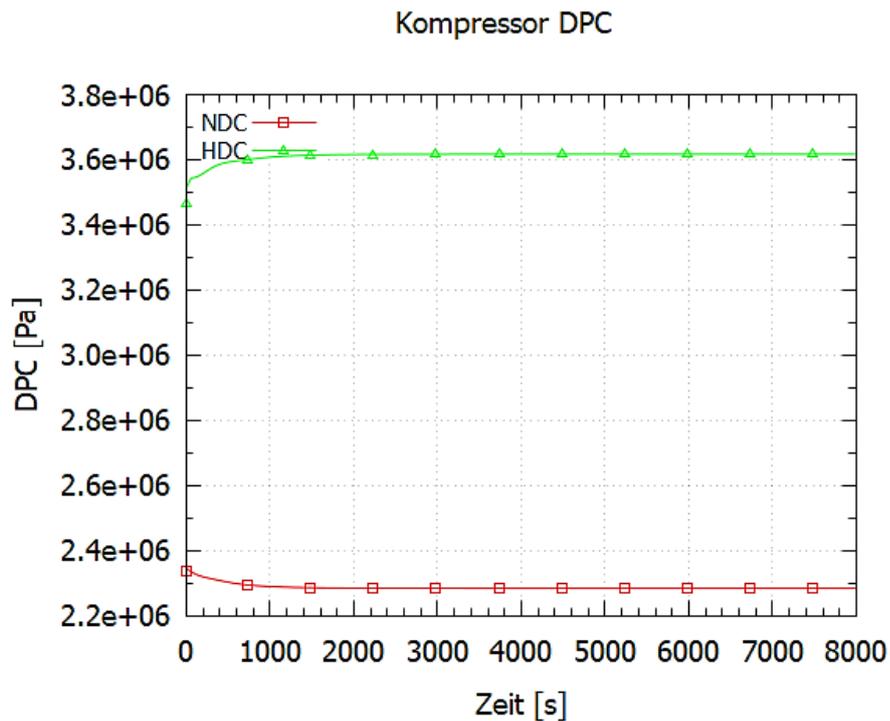


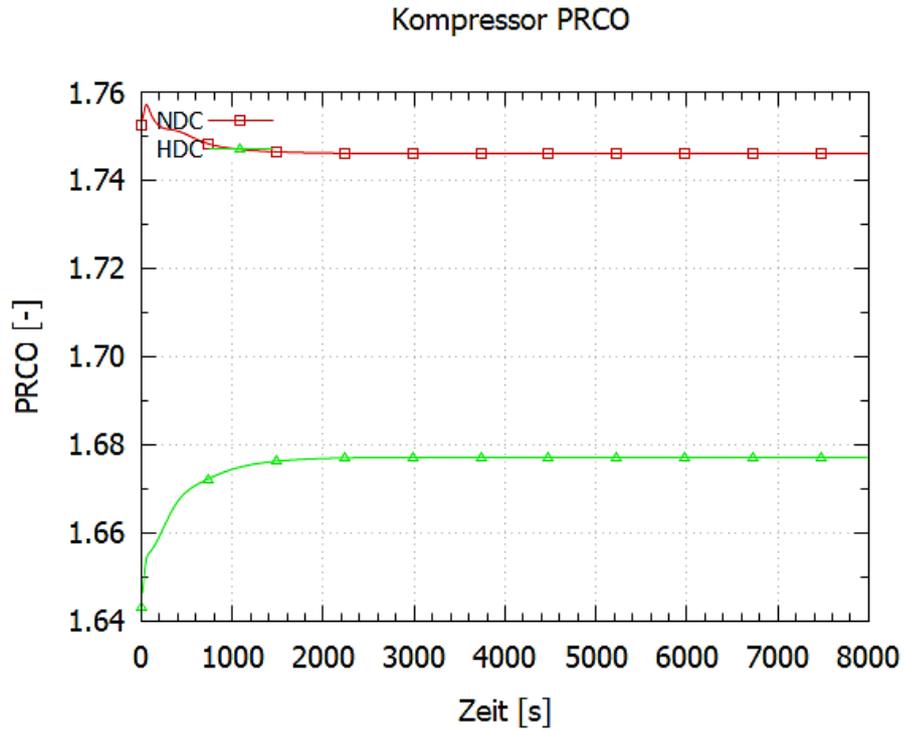
Abb. 4.144 Temperatur- und Druckverhältnisse im Kreislauf /TIB 19b/

**Tab. 4.16** Kompressordaten /TIB 19b/

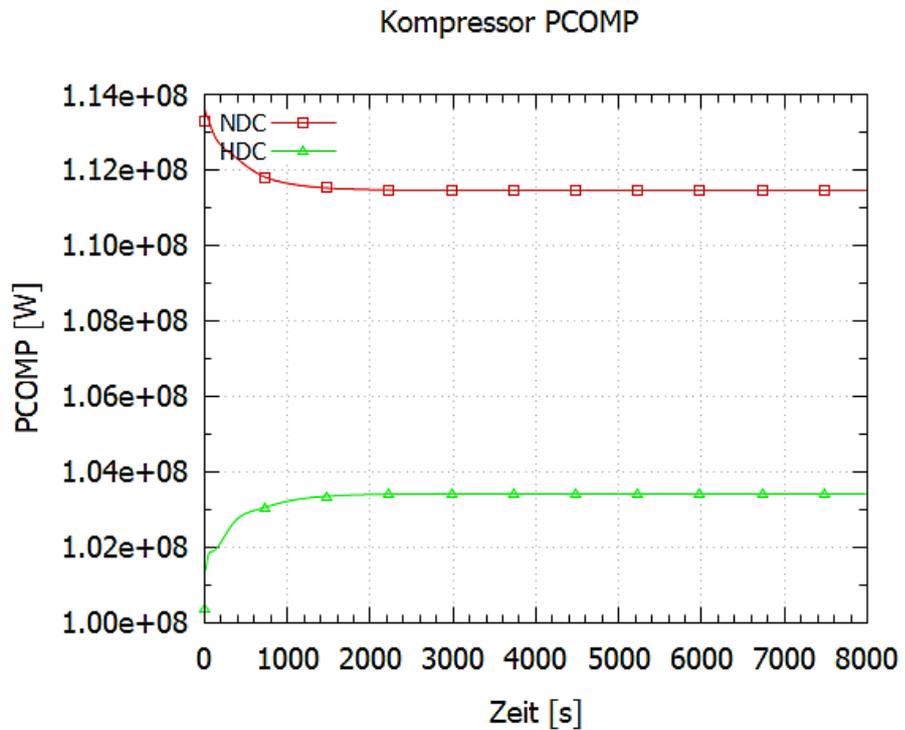
	Niederdruckkompressor	Hochdruckkompressor
Drehzahl (rpm)	6.000	6.000
$p_1$ Eintrittsdruck (bar)	30,6	53,4
$p_2$ Austrittsdruck (bar)	53,4	89,5
Druckverhältnis	1,75	1,68
$T_1$ Eintrittstemperatur (°C)	120	116
$T_2$ Austrittstemperatur (°C)	231	218
Massenstrom (kg/s)	192,7	192,7
Stufenanzahl	17	20
Leistung (MW)	114,5	103,4
Wirkungsgrad (%)	88,07	86,37



**Abb. 4.145** Druckdifferenz des Kompressors in der Simulation (rot = NDC, grün = HDC) /TIB 19b/

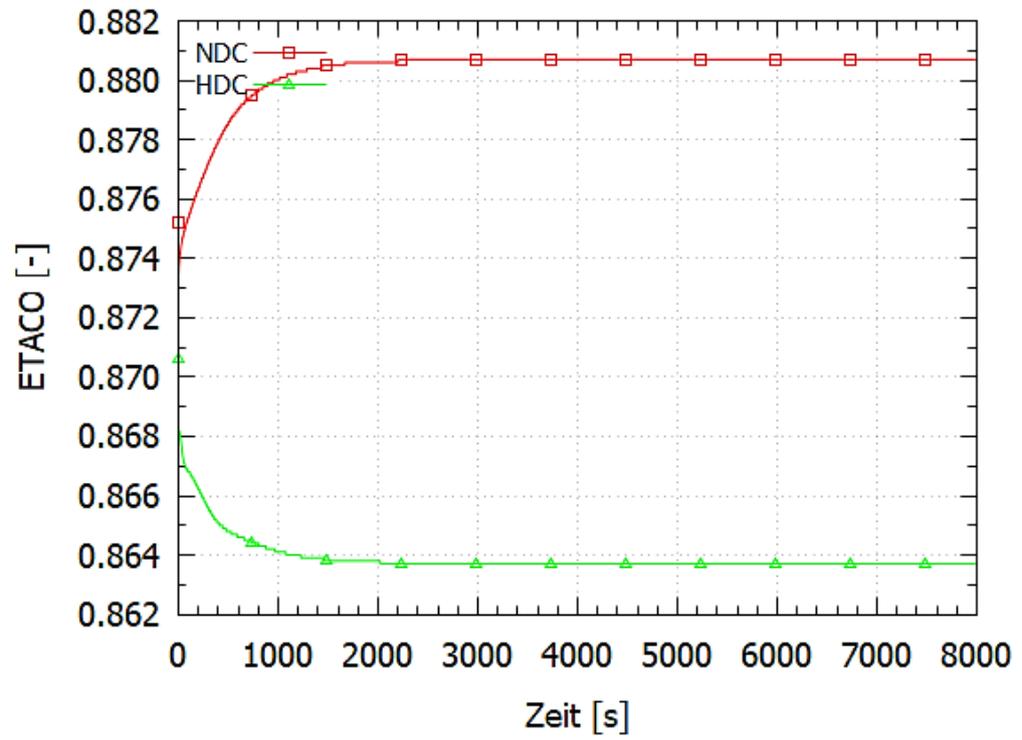


**Abb. 4.146** Druckverhältnis über den Kompressor in der Simulation (rot = NDC, grün = HDC) /TIB 19b/



**Abb. 4.147** Leistung des Kompressors in der Simulation (rot = NDC, grün = HDC) /TIB 19b/

## Kompressor ETACO



**Abb. 4.148** Wirkungsgrad des Kompressors in der Simulation (rot = NDC, grün = HDC)  
/TIB 19b/

#### **4.5.1.4 Zusammenfassung**

Das Kompressor-Modell wurde getestet und eine kleine Parameterstudie wurde durchgeführt. Das Modell hat sich im Bereich der Nominalwerte für die Kompressoren als hinreichend stabil erwiesen. Es sind aber weitere programmtechnische Verbesserungen notwendig, um Laufzeitfehler und Anwendungsgrenzen abzufangen bzw. inkonsistente Eingaben zu erkennen sowie das Auftreten sehr kleiner Zeitschrittweiten so weit wie möglich zu verhindern.

Es wurde ein Datensatz für das PBMR400-Design erstellt, in den zwei Kompressoren eingebaut wurden. Die damit erzielten Ergebnisse sind plausibel und das Kompressor-Modell verhält sich erwartungsgemäß. Da der Kreislauf wesentlich durch die PID-Controller geregelt und bestimmt wird, war eine Parameterstudie zu den Kompressoren mit dem PBMR400 Datensatz nicht sinnvoll. Dieser Datensatz kann zukünftig weiterentwickelt werden. Eine mögliche Weiterentwicklung ist die Rücknahme der Verwendung von PID-Controllern für die Wärmeaustauscher und die Nutzung des HECU-Wärmeleitmodells.

Schließlich ist darauf hinzuweisen, dass das Kompressor-Modell sehr detaillierte, technische Daten für den Kompressor benötigt, die vom Anwender vorzugeben sind. Diese können in vielen Fällen einem normalen Anwender nicht bzw. nicht einfach zugänglich sein, was die Anwendbarkeit dieses Modells ggf. einschränkt. Auch in dieser Hinsicht sollten weitere Verbesserungen des Modells angestrebt werden.



## **5 Validierungsrechnungen mit ATHLET-CD**

### **5.1 Analytische Begleitung des Versuchs QUENCH-18**

#### **5.1.1 Kurze Versuchsbeschreibung**

Der Verlauf des QUENCH-18-Experiments ist in /STU 18a/ dargestellt. Im Folgenden ist stichpunktartig der Ablauf erläutert:

#### **Aufheizphase (vor Beginn der Datenaufzeichnung):**

- Bündelheizung auf ~ 900 K
- Einspeisung von Argon (3 g/s) und überhitztem Dampf (3,3 g/s)

#### **1. Weitere Aufheizung und Voroxidationsphase (0 – 6.309 s):**

- Stufenweiser Anstieg der Bündelleistung von 4,1 auf 9,1 kW;
- Hüllrohrversagen der unter Druck stehenden Stäbe (#9 und #15) bei 1.035 bzw. 1.045 K;
- Die Maximaltemperatur von ~ 1.400 K wird nach ca. 4.000 s erreicht
- (950 mm Bündelhöhe)
- Gesamte Wasserstoff-Erzeugung während der Voroxidationsphase ca. 11,5 g

#### **2. Zwischenzeitliche Abkühlung (6.309 – 7.537 s):**

- Leistungsreduktion auf 3,8 kW
- Absinken der maximalen Stabtemperatur auf 1.080 K
- Reduktion der Dampfeinströmung auf 0,3 g/s
- Reduktion der Argoneinströmung auf 1 g/s
- Ziehen des Eckstabs D zur Bestimmung der Oxidschichtdickenverteilung

### 3. Lufteinbruchphase (7.537 – 12.329 s):

- Beginn der Lufteinströmung mit einer Rate von 0,2 g/s bei konstanter Leistung von 3,8 kW
- Temperaturanstieg, ab ~ 9.000 s beschleunigter Sauerstoffverbrauch
- nach 10.530 s erste Aerosol-Freisetzung (Kontrollstab-Versagen) bei max. Hüllrohrtemperatur von ~ 1.350 K
- Zunahme des Dampfverbrauchs und Wasserstoff-Freisetzung nach 10.550 s (→ lokale Sauerstoffaufzehrung)
- Beschleunigter Anstieg der Bündelaufheizung in 550 mm Höhe
- Beginn des Stickstoff-Verbrauchs nach 10.660 s
- Massives Hüllrohrversagen, Verlagerung von Absorberschmelze
- nach 11.000 s vollständiger Dampfverbrauch
- nach 11.253 s Shroud-Versagen mit Eintrag von zusätzlichem Argon in den Bündelbereich
- Freisetzung von Wasserstoff in der „Air-Ingress“-Phase:  $45 \pm 1$  g  
Gesamtverbrauch von Sauerstoff:  $100 \pm 3$  g bzw. von Stickstoff:  $120 \pm 3$  g

### 4. Beginn der Quenchphase (12.329 s):

- Ausschalten der Dampf- und Luftzufuhr; konst. Leistung 3,8 kW
- Umschaltung der Argon-Einströmung zum Bündelkopf
- Schnelle Wassereinspeisung für 4 s zum Auffüllen des Bündelfußes
- Einspeisung von 50 g/s Quenchwasser
- Temperaturexkursion im mittleren und oberen Bündelbereich mit Maximaltemperaturen von 2.450 K
- schnelles Quenchen im mittleren Bündelbereich; verzögerte Abkühlung in der oberen Bündelregion; letztes Quenchen nach ~ 800 s
- Wasserstofferzeugung während der Flutphase:  $238 \pm 2$  g  
Stickstoff-Freisetzung > 54 g durch Re-Oxidation von Nitrid

### **5.1.2 Modellierung mit ATHLET-CD**

Für die Voraussimulation wurde die Version ATHLET-CD Mod 3.1 Cycle A benutzt, die eine verbesserte Testversion des im Zusammenhang mit der Simulation von QUENCH-16 entwickelten Nitridbildungsmodells enthielt. Für die vorliegende Nachrechnung stand bereits die Version ATHLET-CD 3.2 zur Verfügung, in der diese weiterentwickelte, Version des Luftoxidationsmodells enthalten war.

#### **5.1.2.1 Nodalisierung**

Abb. 5.1 zeigt die schematische Darstellung des Testbehälters für die Simulation mit ATHLET-CD. Der Hauptströmungspfad wird von einem Einlass (INPIPE), dem Strömungskanal mit dem Bündel (BUNDLE) und dem Auslass (OFFPIPE) gebildet. Das Bündel (BUNDLE) ist über Querverbindungen (CROSSFLOW) mit dem Außenbereich des beheizten Stabbündels (BYPASS) verbunden, wobei für den Flächenanteil von BUNDLE und BYPASS, wie bei früheren QUENCH-Simulationen, 90 % und 10 % gewählt wurde. Die Länge des Testbündels ist in 20 axiale Zonen unterteilt – davon 10 im beheizten Bereich. Der überhitzte Dampf und das Argon als Trägergas strömen am unteren Ende der Teststrecke über das Rohr INPIPE ein; die synthetische Luft (80 % Stickstoff, 20 % Sauerstoff) und das Quenchwasser werden direkt in die untere Zelle des Objekts BUNDLE eingespeist. Der bei der Oxidation nicht verbrauchte Dampf, der verbleibende Sauerstoff, Stickstoff, Argon und der bei der Zirkon-Reaktion erzeugte Wasserstoff werden am oberen Ende des Testbündels nach außen abgeführt (OFFPIPE). Einlass und Auslass sind von Wärmeleitstrukturen umgeben.

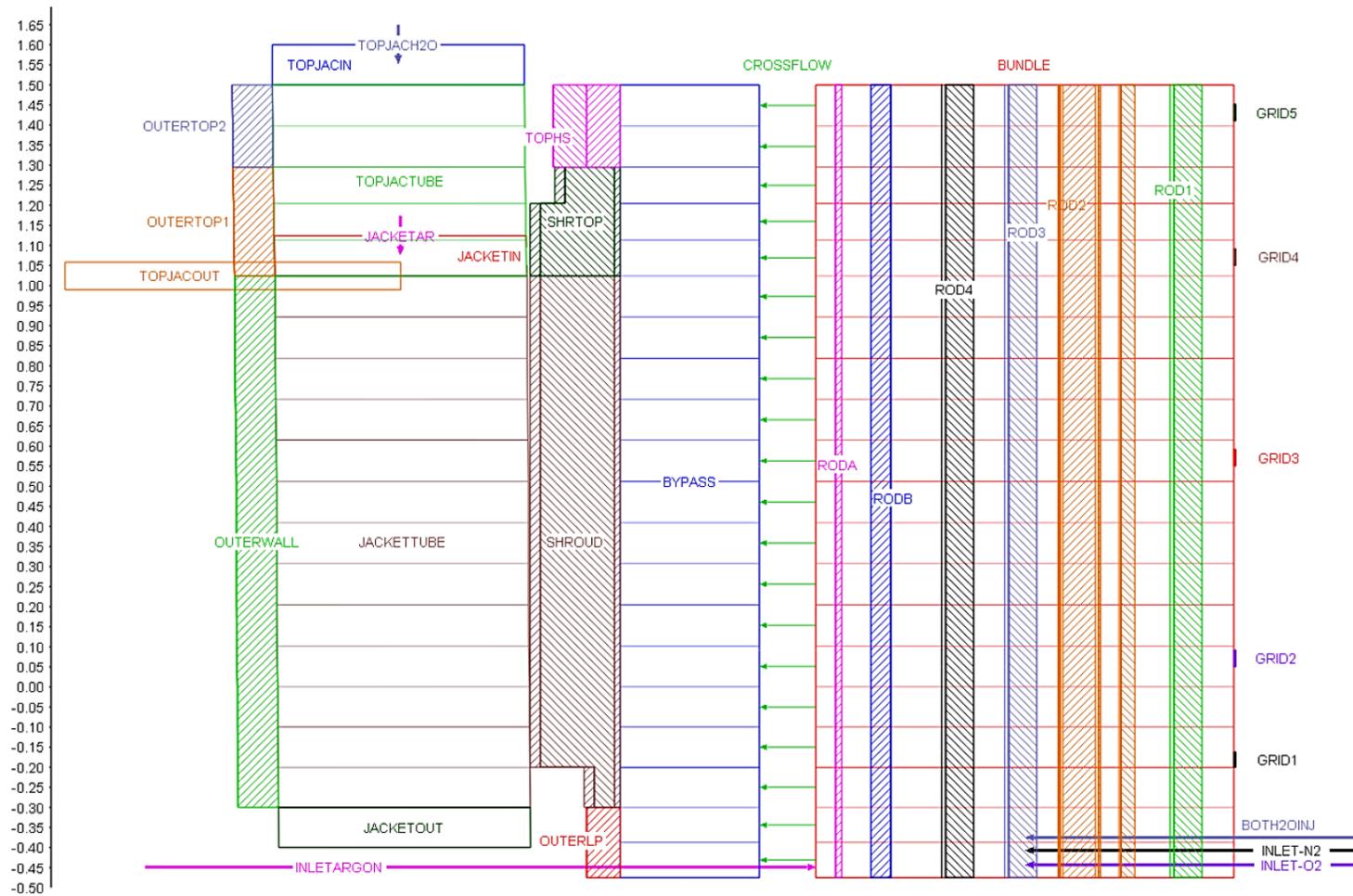
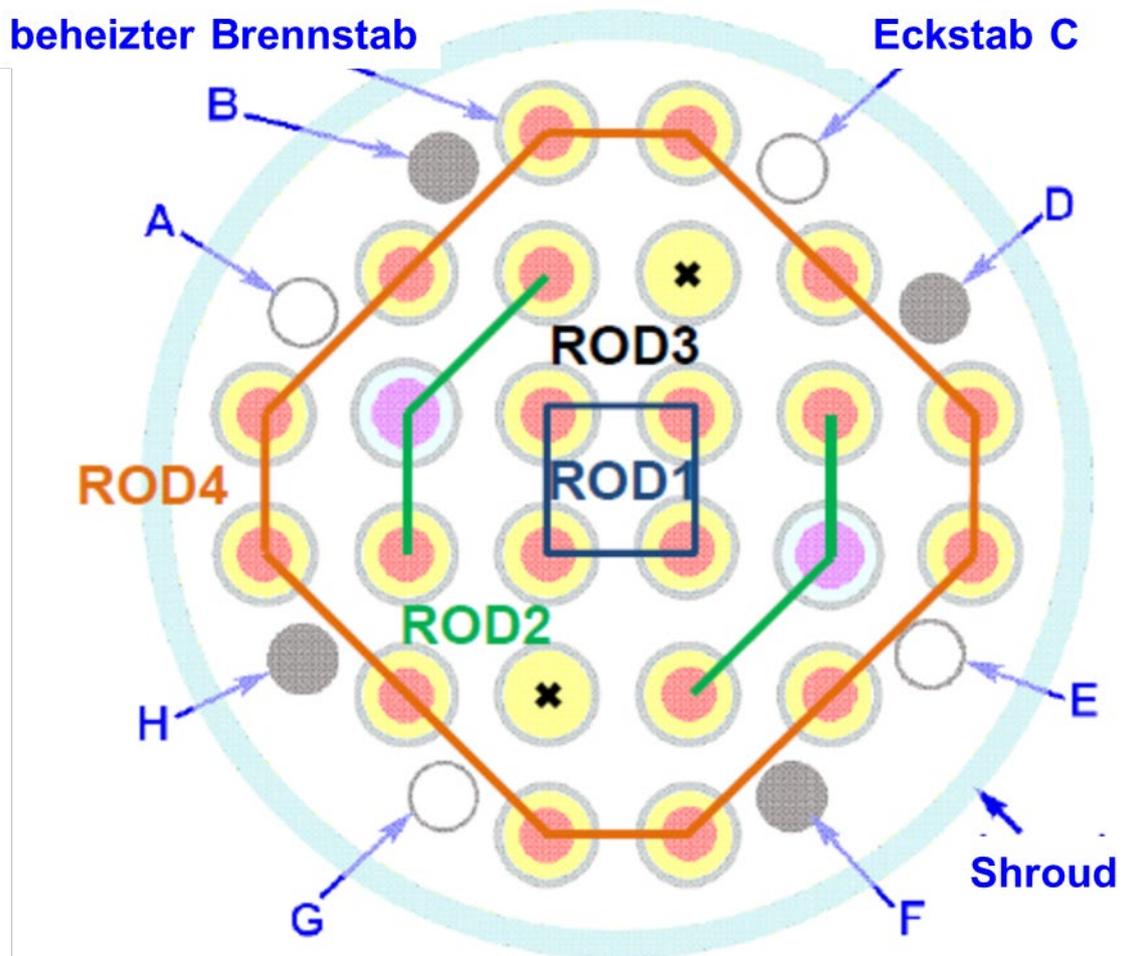


Abb. 5.1 Nodalisierung des QUENCH-Testbehälters für ATHLET-CD /BAL 19a/

Wie in Abb. 5.2 gezeigt, berücksichtigt das Modell des Bündels die 4 zentralen beheizten Brennstabsimulatoren (ROD1), die 4 beheizten Brennstabsimulatoren mit den 2 Absorberstäben im mittleren Ring (ROD2), die 2 unbeheizten und unter höherem Innendruck stehenden Stäbe (ROD3) und die 12 Stäbe des äußeren Rings (ROD4). Die 4 instrumentierten Eckstäbe A, C, E und G sind als HECU-Objekt RODA berücksichtigt, während das Objekt ROODB die Eckstäbe B, D, F und H repräsentiert. Entsprechend dem Ziehen des Eckstabs H vor Beginn der Quenchphase wird das Objekt ROODB mit Hilfe der CREEPING-Option IMOD=4 (GCSM-Signal „kontrolliertes Abschalten“) mit dem Beginn der Wassereinspeisung als nicht mehr vorhanden betrachtet und daher auch für die Oxidation nicht mehr weiter berücksichtigt.



**Abb. 5.2** Abbildung des Stabebündels für die Simulation mit ATHLET-CD /BAL 19a/

Der Strömungskanal (BUNDLE) ist von der wärmeleitenden Struktur SHROUD umgeben. Diese ist radial von innen nach außen aus den Materialien Zr (Shroud), der

Isolierung (ZrO<sub>2</sub>-Fiber) und der Innenwand des Cooling Jacket (Inconel) aufgebaut. Das Thermofluidobjekt JACKETTUBE verbindet die Wärmeleitstrukturen SHROUD und OUTERWALL im Bereich bis zum oberen Ende der beheizten Zone. Die darüber liegende Anordnung der TFOs TOPJACIN – TOPJACTUBE – TOPJACOUT ist wassergekühlt (Fill TOPJACH2O). Entsprechend der Umschaltung der Argon-Einspeisung vor Beginn des Flutens zum Bündelkopf im Test wird auch in der Simulation die Argon-Strömung über Fill JACKETAR in das Objekt JACKETIN eingespeist.

Die 5 Abstandhalter (GRID1 bis 5) wurden ebenfalls als Wärmestrukturen berücksichtigt, wobei für GRID1 die Materialeigenschaften von Inconel verwendet wurden; die HCOs GRID2 bis GRID5 bestehen dagegen aus Zirkon und leisten für die Oxidation mit Dampf einen Beitrag; diese wurden jedoch entsprechend den Erfahrungen aus früheren „Air-Ingress“-Simulationen nicht für die Luftoxidation berücksichtigt.

Die außerhalb der beheizten Länge liegenden Abschnitte der Brennstabsimulatoren werden entsprechend den Informationen für die Heizstäbe im Versuch als Molybdän- und Kupfer-Elektroden angenommen.

Zusätzlich zum konvektiven Wärmeaustausch wird auch der Energieübertrag infolge Strahlung berücksichtigt. Dieser erfolgt sowohl von den Brennstäben an die benachbarte Struktur SHROUD als auch zwischen den Strukturen untereinander (SHROUD – OUTERWALL).

### **5.1.2.2 Anfangs- und Randbedingungen**

Die für die Rechnung erforderlichen Anfangs- und Randbedingungen wurden aus den Verläufen der vorliegenden Messdaten ermittelt. In den gezeigten Zeitverläufen entspricht der Zeitpunkt 0 s dem Beginn der Datenaufzeichnung vor dem Anstieg der elektrischen Heizleistung von 4,1 auf 7,7 kW, sowohl in der Rechnung als auch in der Simulation.

Abb. 5.3 zeigt den Leistungseintrag der Bündelheizung. Die Messkurve zeigt die elektrische Leistung des Versuchs; die für die Rechnung verwendete elektrische Gesamtleistung des Stabbündels verläuft deckungsgleich. Wegen der Verluste der zu den Heizdrähten führenden Leitungen (äußerer Widerstand WHRES0) und der Temperaturabhängigkeit des elektrischen Widerstands zeigt sich die für die Aufheizung des Bündels

tatsächlich zur Verfügung stehende elektrische Gesamtleistung (Bundle Power) erheblich geringer.

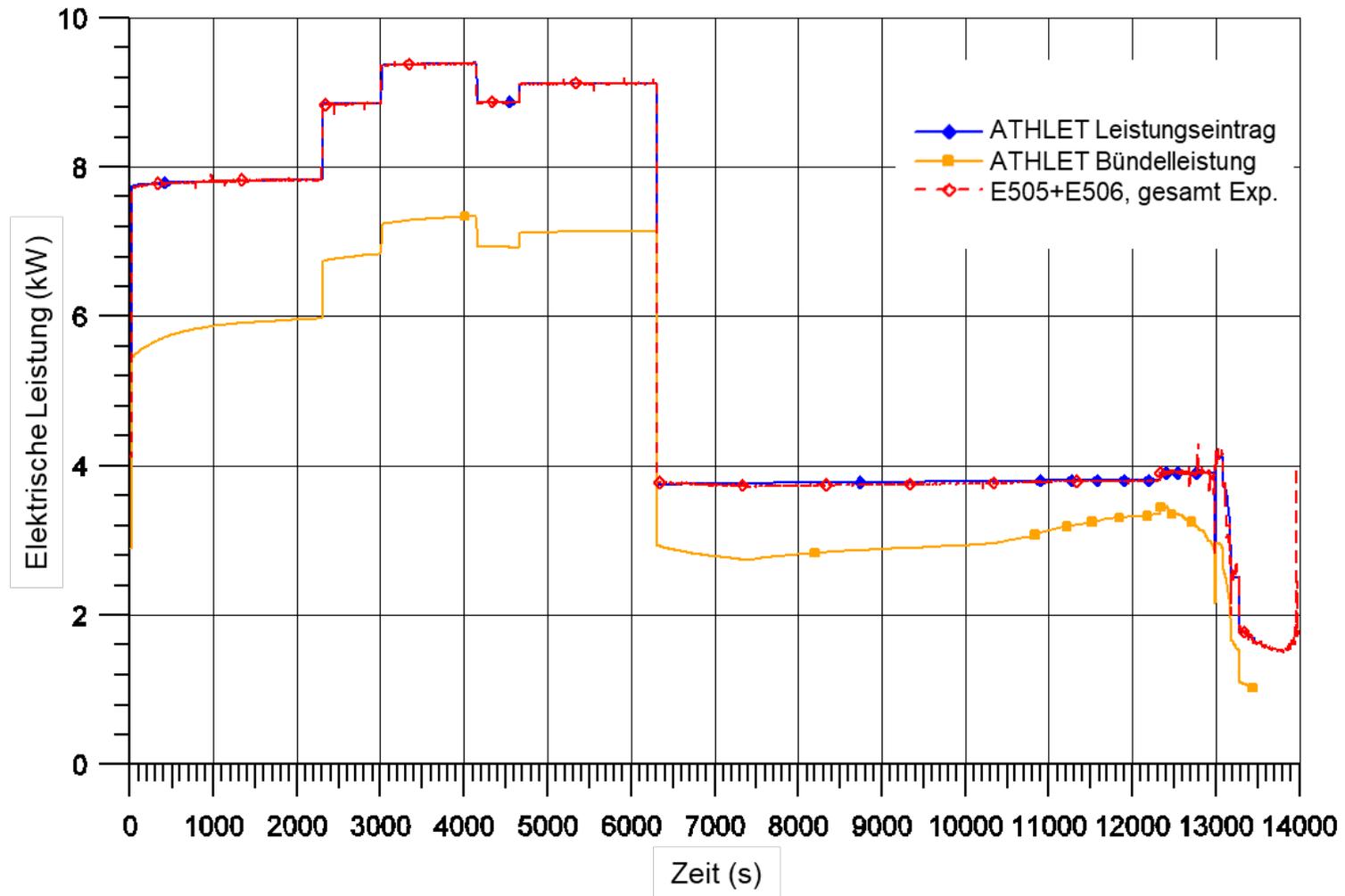


Abb. 5.3 Bündelleistung /BAL 19a/

In Abb. 5.4 sind die in das Bündel eingespeisten Massenströme von Dampf, Argon und Luft sowie von Quenchwasser dargestellt. Vor Beginn der Lufteinspeisung wurden die Dampf- und Argon-Einspeiseraten auf 0,3 und 1 g/s abgesenkt, um den gewünschten langsamen Temperaturanstieg und die erwarteten Dampfmenge-Bedingungen zu erreichen. Die Einspeiseraten während der „Air-Ingress“-Phase wurden entsprechend den Empfehlungen bei den Vorausrechnungen der GRS gewählt /BAL 19a/ in der Annahme, dass die gewünschten Versuchsbedingungen erreicht werden können (s. Kap. 4). Etwas verzögert nach der Detektierung der Aerosole aus dem Absorber-Versagen wird nach 12.329 s mit dem Beginn der Wassereinspeisung die Quenchphase begonnen. Die in den Messdaten der Wassereinspeisung nicht enthaltene Einspeisung von 4 kg Wasser zur Füllung des Bündelfußes /STU 18a/ vor Beginn der regulären Wassereinspeisung (50 g/s) ist in der gezeigten Rechnung nicht berücksichtigt.

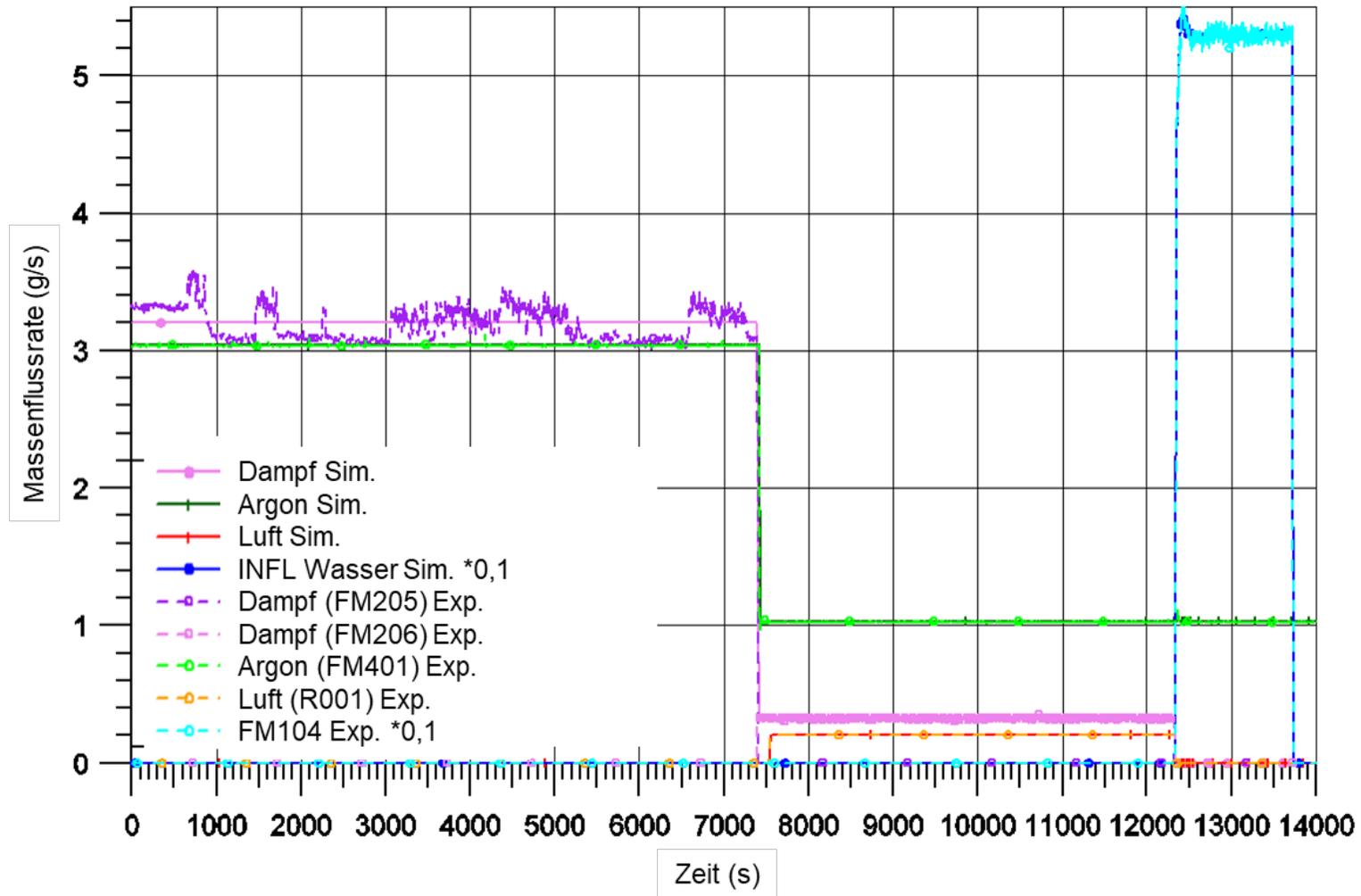


Abb. 5.4 Einspeisemassenströme für Dampf, Luft, Argon und Quenchwasser /BAL 19a/

Die in der Rechnung verwendete Temperatur der Dampf- und Argoneinspeisung (INTEMS) ist entsprechend der gemessenen Gastemperatur (T511) gewählt und nicht, wie bei früheren Nachrechnungen, von QUENCH-Versuchen abgesenkt, um so der Tatsache Rechnung zu tragen, dass sich das vorgeheizte Gas an der noch kühleren Wandung des Bündelfußes im Bereich der Einspeisestelle abkühlt (Abb. 5.5).

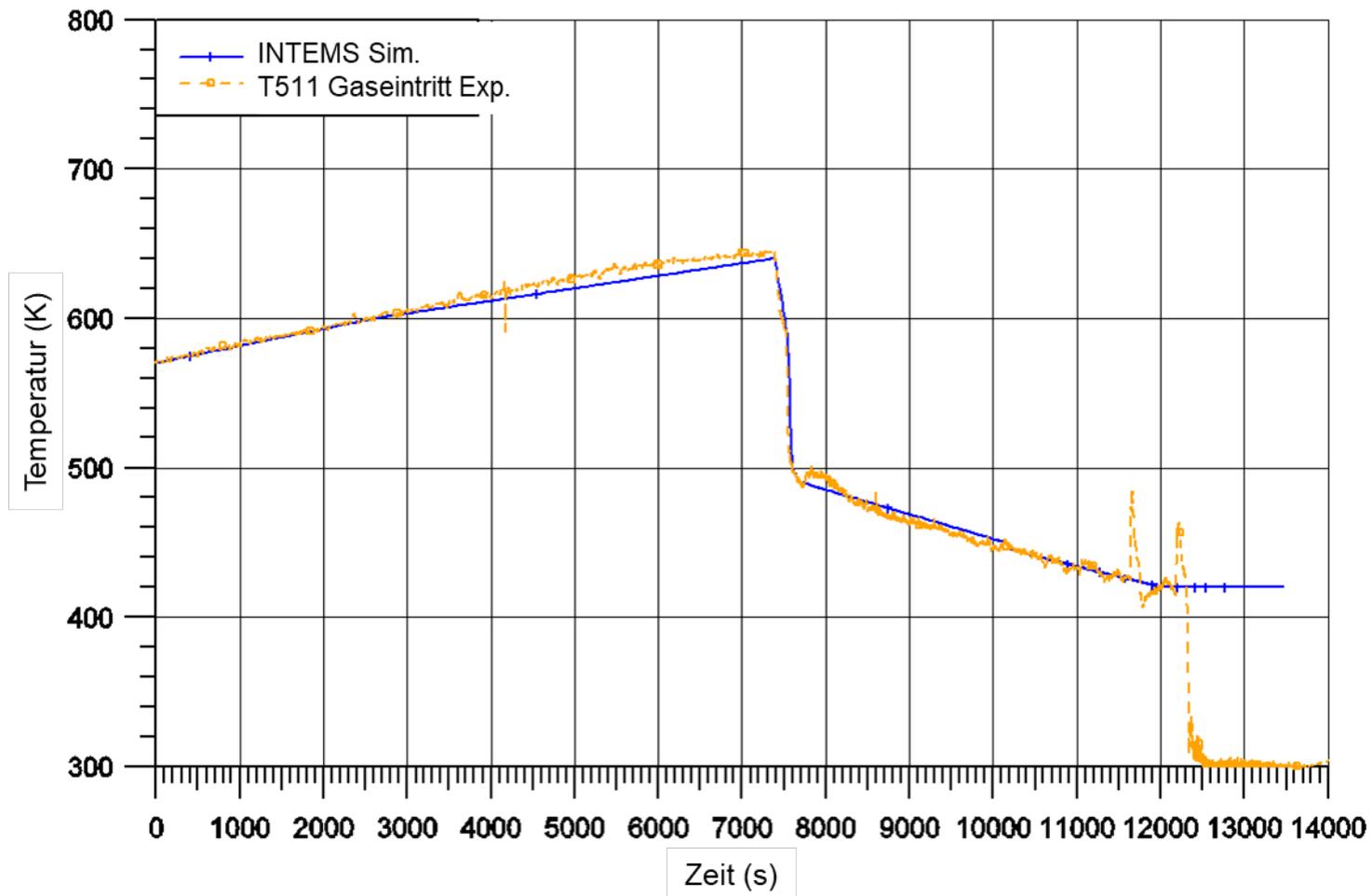


Abb. 5.5 Temperatur der Dampf- und Argon-Einspeisung /BAL 19a/

### 5.1.2.3 Wichtige Parameter und Annahmen für die Simulation

Um für die Nachrechnung eine Übereinstimmung des zeitlichen Ablaufs mit den Messergebnissen zu erhalten, wurden einige der in der Vorausrechnung verwendeten Parameter geändert. In Tab. 5.1 sind die wichtigsten Parameter und Optionen der Eingabedaten der Voraus- und Nachrechnung gegenübergestellt.

Ein wesentlicher Parameter ist der in ATHLET-CD verwendete Eingabewert des Heizleitermodells WHRES0, der den äußeren Widerstand definiert und damit die Leistungsverluste in den zu den Heizstäben führenden Leitungen beeinflusst. Um den Temperaturanstieg richtig zu berechnen ist es erforderlich, den Wert eines Versuches zum anderen etwas anzupassen. Bei der Parameterstudie zu den Vorausrechnungen wurden hierfür die Werte 5 und 6 m $\Omega$  pro Stab verwendet, da diese Werte bei früheren Nachrechnungen des Versuchs QUENCH-15 (geometriegleicher Heizleiter) zu guter Übereinstimmung der Aufheizrate geführt hatten. Für die Nachrechnung musste dieser Wert auf 3,5 m $\Omega$  korrigiert werden, um den Temperaturanstieg in der Anfangsphase richtig wiederzugeben.

Die vorhandenen Stoffwerte für Zr werden als hinreichend genau auch für M5<sup>®</sup> betrachtet. Auch bei der Auswahl der Korrelationen für die Reaktionen des Hüllrohrmaterials mit Dampf bzw. Luft wird vorausgesetzt, dass sich das Oxidationsverhalten von M5<sup>®</sup> nicht wesentlich von dem des reinen Zirkons unterscheidet. Die Cathcart-Prater/Courtright-Korrelation für die Simulation der Dampfoxidation des Hüllrohrmaterials (IOXMOD=1, Abb. 5.6) wurde in der Vorausrechnung entsprechend der Simulation des QUENCH-16 Experiments gesetzt. Diese Korrelation wurde für die Nachrechnung beibehalten. Bei der Auswahl der Parameter für die Luftoxidation war ebenfalls die Simulation des QUENCH-Lufteinbruchsversuchs QUENCH-16 ausschlaggebend, bei der sich die Steinbrück-Korrelation (IOXAIR=10) bewährt hatte (Abb. 5.7, rote Kurve). Bei der Nachrechnung von QUENCH-18 zeigte sich, dass hierbei die Reaktionsraten bei ca. 1.000 °C ( $1.000/T(K) \sim 0.8$ ) zu niedrig sind und somit ein verspäteter Zeitpunkt der Sauerstoff-Austrocknung auch zu verspäteten Reaktionen von Dampf ( $\rightarrow$  H<sub>2</sub>-Erzeugung) und Stickstoff (N<sub>2</sub>-Verbrauch) gegenüber den Messdaten führt. Mit der Wahl der Option 4 (Übergang von der NUREG2- zur NUREG1-Korrelation) wird die Kinetik des Sauerstoffverbrauchs richtig wiedergegeben.

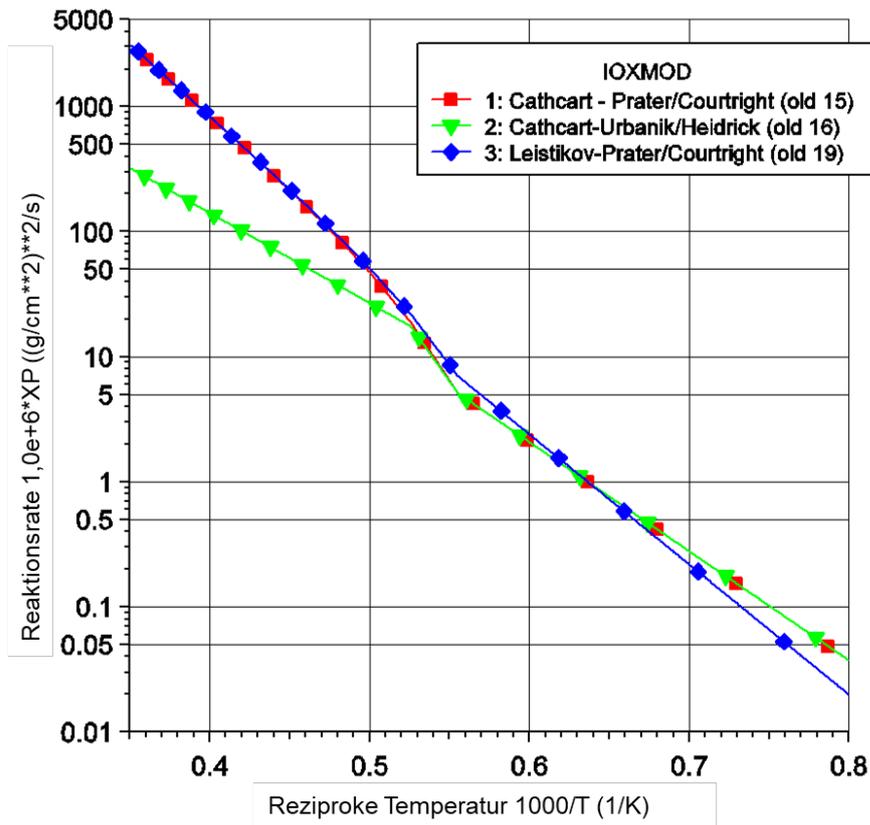


Abb. 5.6 Reaktionsraten der Dampfoxidation /BAL 19a/

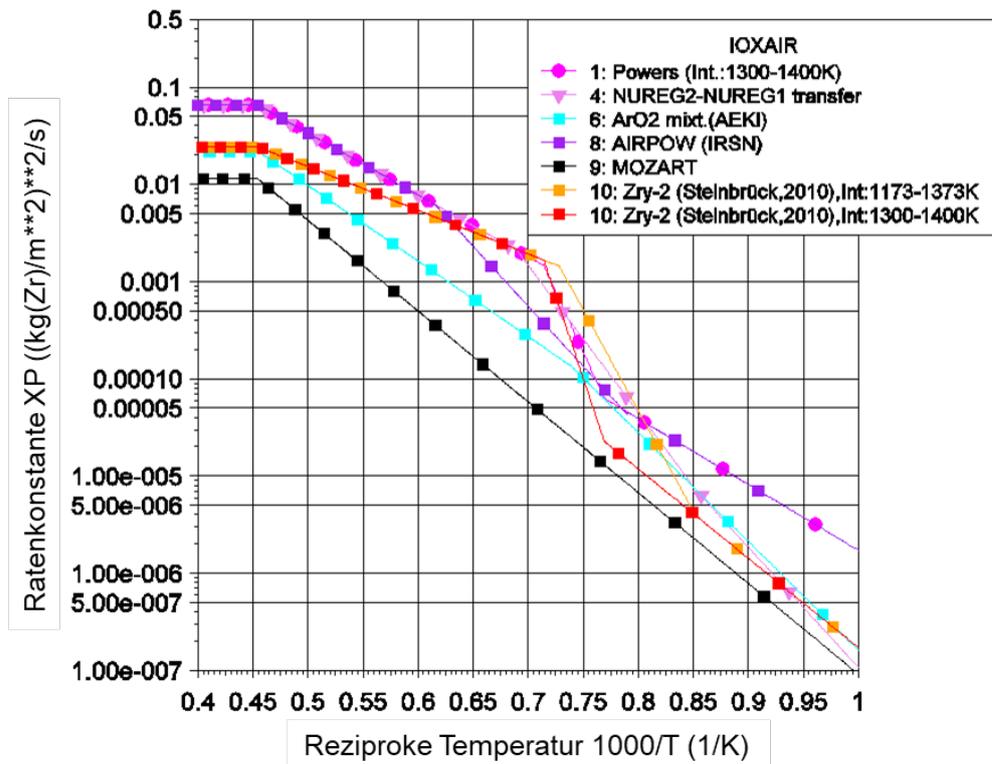


Abb. 5.7 Reaktionsraten der Luftoxidation /BAL 19a/

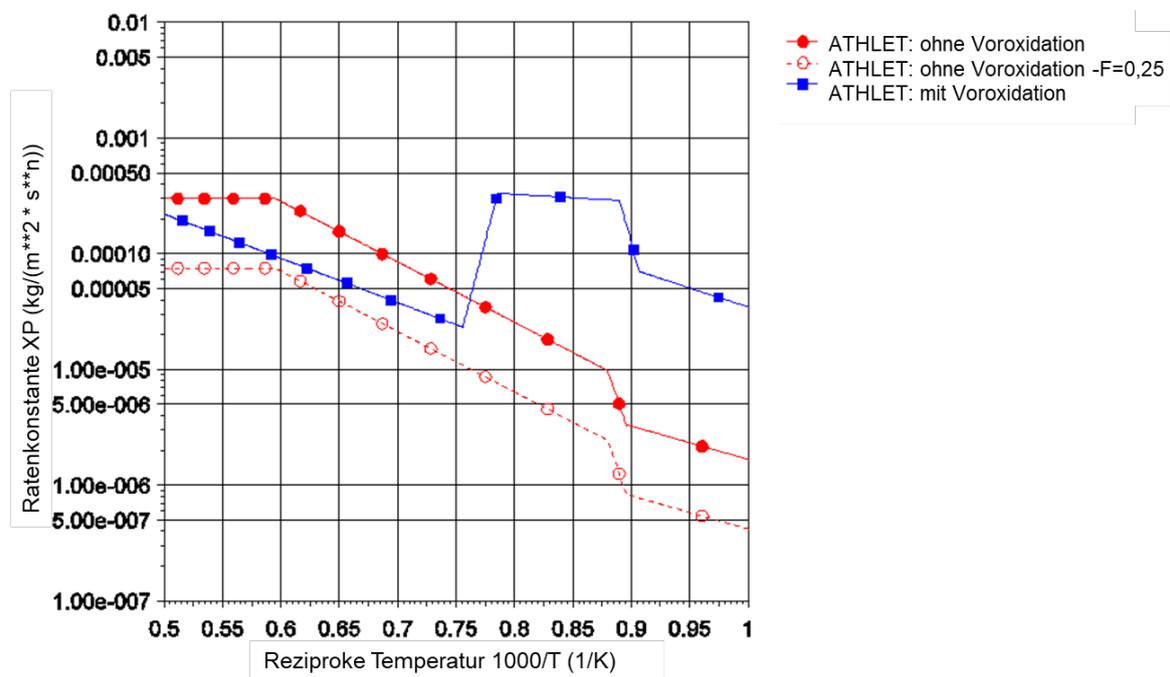
**Tab. 5.1** Verwendete Optionen der Voraus- und Nachrechnung /BAL 19a/

	Vorausrechnung	Nachrechnung
<b>Heizleitermodell:</b> WHRES0	5 mΩ pro Stab 6 mΩ pro Stab	3,5 mΩ pro Stab
<b>Dampfoxidation:</b> IOXMOD	1 Cathcart-Prater/Courtright	unverändert
<b>Sauerstoff-Reaktion:</b> IOXAIR ROXLMA FLIMOX (rods) FLIMOX (shroud) FLIMOX (RODA/B) FLIMOX (grids) <b>Stickstoff-Reaktion:</b> INITN2 FLIMNIT	10 (Steinbrück) 1,0 (ohne Transfer) 1,0 0,1 0,05 - 1 (Hollands) 0,15	4 (NUREG2 – NUREG1) 0,15 mm 1,0 0,1 0,05 - unverändert 0,25
<b>Schmelzebildung:</b> TAM WSLMAX, WSLUO, CRWSL	2.250 K 0,01 m/s 0,01 m/s	2.050K 0,005 m/s 0,005 m/s

Die Messdaten zeigen den Start der Temperaturskalation in der „Air-Ingress“-Phase auf der Höhe 550/650 mm. Dieses Verhalten kann in der Rechnung richtig wiedergegeben werden, wobei die Reaktion der wärmeübertragenden HECU-Strukturen in der „Air-Ingress“-Phase wie auch bei früheren Simulationen von Lufteinbruchsversuchen mit einem reduzierenden Faktor, z. B. für den Shroud mit FLIMOH = 0.1, berücksichtigt ist. Die Abstandshalter werden für die Luftoxidation nicht betrachtet (Tab. 5.1).

Für die nach der Sauerstoffaufzehrung einsetzende Reaktion des Stickstoffs, die zur Bildung einer Nitridschicht führt, steht derzeit die Korrelation von Hollands (ohne Voroxidation, s. Abb. 5.8) zur Verfügung. Während bei der Vorausrechnung entsprechend der Erfahrung bei der Simulation des Versuchs QUENCH-16 ein Faktor FLIMNIT = 0.15 verwendet wurde, führte in der Nachrechnung der höhere Wert von 0,25 zu guter Übereinstimmung mit den Messdaten des Stickstoffverbrauchs. Um in der Nachrechnung von CODEX-AIT3 die angegebenen Werte des Stickstoffverbrauchs befriedigend reproduzieren zu können, wurde der ursprünglich verwendete Wert von 0,15 auf 0,10 reduziert.

Für den Wertebereich für FLIMNIT, der bisher in der Eingabedatenbeschreibung mit 0,1 bis 0,2 angegeben ist, wird somit die Erweiterung auf bis 0,25 empfohlen. Bei einem Vergleich verschiedener Literaturquellen zur Oxidationskinetik von Zirkaloy-4 in Dampf-Luft-Umgebung darauf hingewiesen, dass die Kinetik vom Anteil der Luft in der Dampf-Atmosphäre abhängig ist /BAL 19a/. Diese Abhängigkeit ist im Nitridbildungsmodell von ATHLET-CD durch die Berücksichtigung des Partialdrucks der einzelnen Komponenten offensichtlich nicht ausreichend vorhanden und kann durch die Eingabe des Faktors FLIMNIT weiterreichend berücksichtigt werden. Nach besserem theoretischem Verständnis der Zusammenhänge sollte jedoch eine Erweiterung der Modellierung mit Berücksichtigung weiterer Einflüsse anstelle der Anpassung des Eingabewertes in Betracht gezogen werden.



**Abb. 5.8** Reaktionsraten der Nitridbildung /BAL 19a/

Die nach dem Versagen des AIC-Absorberstabs beginnende Freisetzung von Aerosolen und deren Transport zum Auslassrohr werden in der vorliegenden Simulation nicht berücksichtigt.

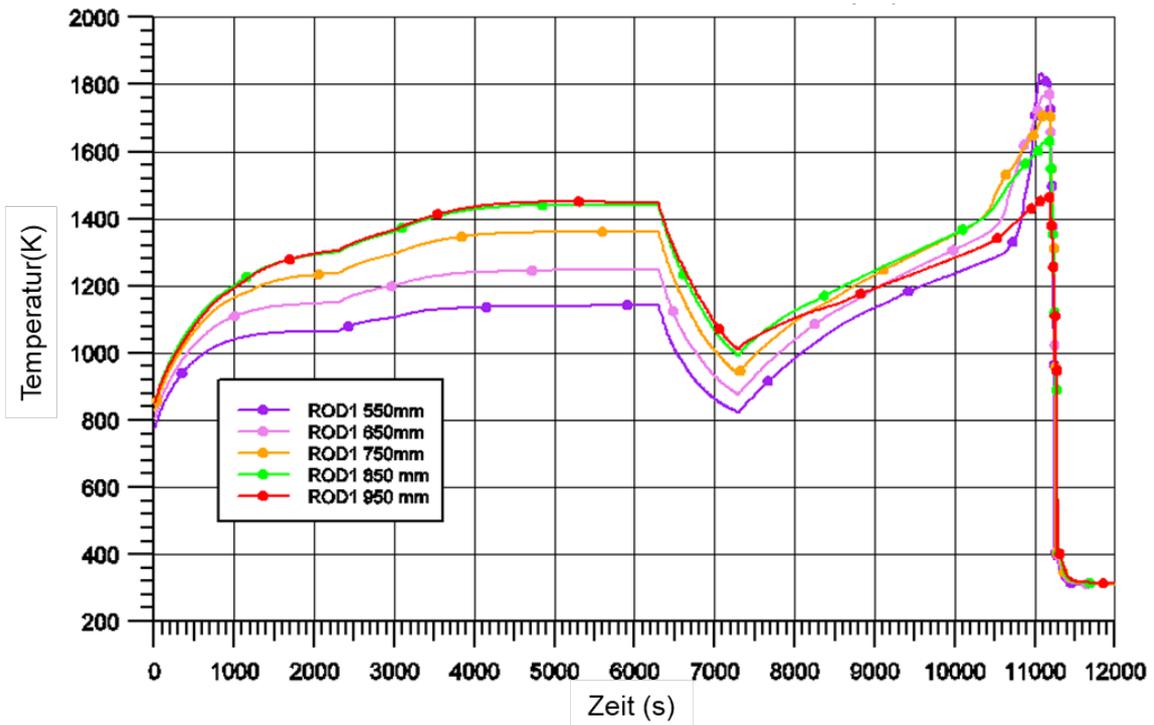
### 5.1.3 Vorausrechnung von QUENCH-18

Zur Festlegung des Verlaufs der Bündelleistung sowie der Einspeisemassenströme von Argon, Dampf und Luft, mit denen die gewünschten Bedingungen erreicht werden sollten, wurden unter Koordination der GRS Vorausrechnungen durchgeführt, an denen sich die GRS mit ATHLET-CD, IBRAE mit SOCRAT, Jon Birchley (privat) mit SCDAP-SIM, LEI mit RELAP/SCDAP-SIM und EDF mit MAAP5 beteiligten /HOL 17/. Die Ergebnisse der hierzu von der GRS beitragenden Rechnungen werden im Folgenden beschrieben /BAL 19a/.

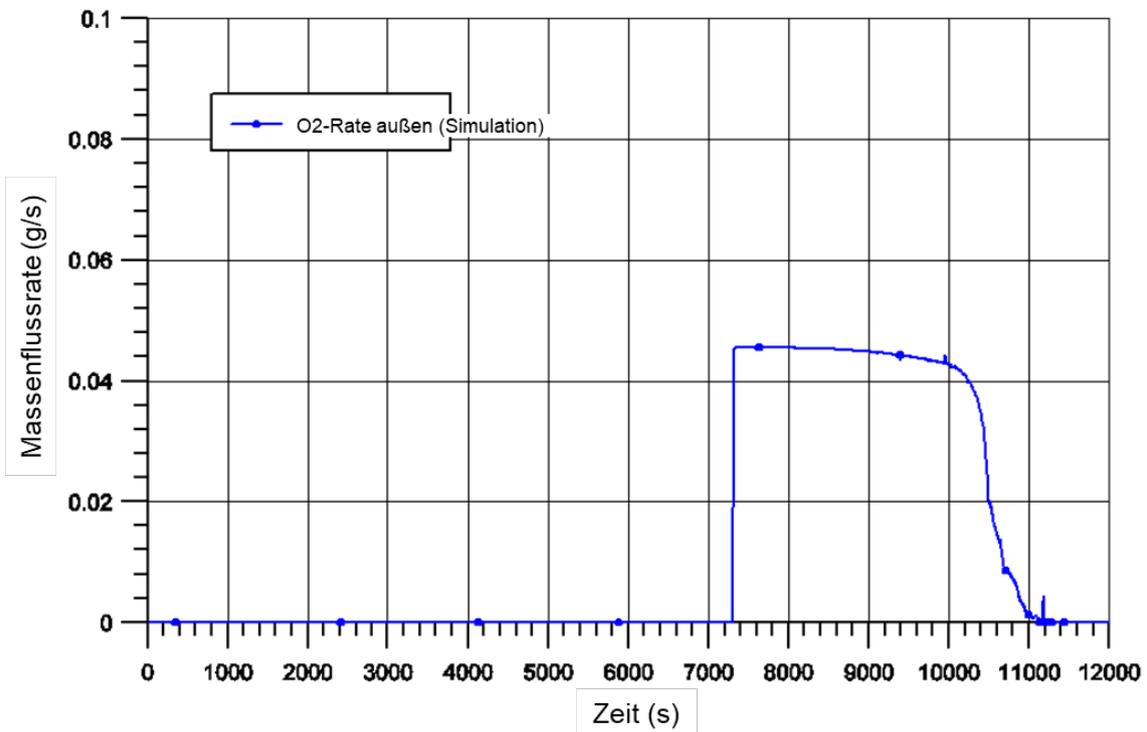
#### 5.1.3.1 Ergebnisse der Vorausrechnungen

In einer Reihe von Simulationsrechnungen mit Variation der Bündelleistung sowie der Dampf-, Luft- und Argoneinströmung wurde versucht, die optimalen Bedingungen zur Erreichung des gewünschten Versuchsverlaufs zu bestimmen. Bisherige Simulationen zeigen, dass bei der Wahl des Wertes für den externen elektrischen Widerstand (WHRES0) eine große Unsicherheit für die Zuverlässigkeit der Ergebnisse liegt. Daher wurde dieser Eingabewert ebenfalls als Parameter variiert. Tab. 5.2 zeigt eine Übersicht über die gewählten Parameter und die hierbei erzielten Ergebnisse.

In Abb. 5.9 bzw. Abb. 5.10 sind die Ergebnisse für die Hüllrohrtemperaturen der zentralen Stabgruppe (ROD1) bzw. des Sauerstoffverbrauchs der Vorausrechnung (6) (Tab. 5.2) dargestellt. Das für die Voroxidationsphase angestrebte Temperaturplateau bei einer Maximaltemperatur von  $\sim 1.400$  K wird hierbei eingehalten, wobei die maximal erreichte Oxidschichtdicke bei  $220 \mu\text{m}$  liegt. In der Air-Ingress-Phase tritt eine Temperatureskalation auf, die bereits  $\sim 1.000$  s vor dem Beginn des Quenchens eine Sauerstoff-Austrocknung zur Folge hat, so dass für die Reaktion des Stickstoffs mit dem Hüllrohr ausreichend Zeit bleibt. Wie ursprünglich vorgesehen, wird hierbei ein weiterer massiver Temperaturanstieg durch die Wassereinspeisung vermieden, um eine Schmelzebildung weitgehend zu verhindern. Die Maximaltemperatur, die während der Voroxidationsphase in der Höhe 950 mm auftritt, verlagert sich während der Lufteintrittsphase in die Bündelmitte bei 550 mm. Das erste Versagen des Kontrollstabes tritt in der Simulation 467 s vor dem Beginn des Quenchens auf, so dass nach der Aerosol-Freisetzung ausreichend Zeit für die Verlagerung zur Messstelle am Ausströmrohr bleibt.



**Abb. 5.9** Ergebnisse für die Hüllrohrtemperaturen der Simulation (6) der Vorausrechnung (Quenchbeginn bei  $t = 11.100$  s) /BAL 19a/



**Abb. 5.10** Ergebnisse für den Sauerstoffverbrauch der Simulation (6) der Vorausrechnung (Quenchbeginn bei  $t = 11.100$  s) /BAL 19a/

**Tab. 5.2** Parametervariationen und Ergebnisse der Vorausrchnung zu  
QUENCH-18 /BAL 19a/

Phase	Parameter	Ergebnis	Schlussfolgerungen
Voroxydation	(1) G(Steam, Argon) = 3 g/s, (Leistung = QU-16)	$T_{\max} \sim 1.700 \text{ K}$ kein konstantes Temperatur-Level	höhere Argon-Strömung oder Leistungsreduktion
	(2) G(Steam, Argon) = 4 g/s, (Leistung = QU-16)	$T_{\max} \sim 1.400 \text{ K}$ $\partial_{\text{ox,max}} = 180 \mu\text{m}$	o.k. oder Leistungsreduktion
	(3) G(Steam, Argon) = 3 g/s, Leistung = $P_{\text{QU-16}} - 2 \text{ kW}$	$T_{\max} \sim 1.400 \text{ K}$ $\partial_{\text{ox,max}} = 177 \mu\text{m}$	o.k.
Luftfeinströmphase – Quenchphase (Beginn nach $t = 11.100 \text{ s}$ )	(4) Voroxydation = (2) WHRES0 = 6 mΩ/rod G(Steam) = 0,5 g/s G(Argon) = 1 g/s, G(Luft) = 0,2 g/s	$t = 11.100 \text{ s}$ : $T_{\max} \sim 1.350 \text{ K}$ (850 mm) N <sub>2</sub> -Verbrauch 0,0 g	kein Temperatur-Anstieg nach Quenchbeginn: $T_{\max} = 1.350 \text{ K}$ ohne O <sub>2</sub> -Starvation
	(5) Voroxydation = (2) WHRES0 = 6 mΩ/rod G(Steam) = 0,3 g/s G(Argon,Luft) = s.o.	$t = 11.100 \text{ s}$ : $T_{\max} \sim 1.570 \text{ K}$ (750 mm) N <sub>2</sub> -Verbrauch 0,5 g	kaum Temperatur-Anstieg nach Quenchbeginn: $T_{\max} = 1.580 \text{ K}$ O <sub>2</sub> -Starvation zu kurz
	(6) Voroxydation = (2) WHRES0 = 5 mΩ/rod G(Steam) = 0,3 g/s G(Argon,Luft) = s.o.	$t = 11.100 \text{ s}$ : $T_{\max} \sim 1.830 \text{ K}$ (550 mm) N <sub>2</sub> -Verbrauch 4,1 g	kaum Temperatur-Anstieg nach Quenchbeginn: $T_{\max} = 1.833 \text{ K}$ O <sub>2</sub> -Starvation ~ 1.000 s
	(7) Voroxydation = (2) WHRES0 = 6 mΩ/rod G(Steam) = 0,2 g/s G(Argon,Luft) = s.o.	$t = 11.100 \text{ s}$ : $T_{\max} \sim 1.880 \text{ K}$ (550 mm) N <sub>2</sub> -Verbrauch 5,1 g	merkl. Temperatur-Anstieg nach Quenchbeginn: $T_{\max} = 1.930 \text{ K}$ O <sub>2</sub> -Starvation > 1.000 s
	(8) Voroxydation = (2) WHRES0 = 5 mΩ/rod G(Steam) = 0,2 g/s G(Argon,Luft) = s.o.	$t = 11.100 \text{ s}$ : $T_{\max} \sim 2.150 \text{ K}$ (550 mm) N <sub>2</sub> -Verbrauch 12,5 g	starker Temperatur-Anstieg nach Quenchbeginn: $T_{\max} = 2.740 \text{ K}$ O <sub>2</sub> -Starvation ~ 1.500 s

### 5.1.3.2 Empfehlungen für die Versuchsführung

Aufgrund der durchgeführten Simulationsrechnungen wurden den Experimentatoren folgende Versuchsbedingungen vorgeschlagen:

- **Voroxidationsphase**

Dampf- und Argon-Strömungsrate von 3 auf 4 g/s erhöhen bzw. bei Massenströmen von 3 g/s Leistungsreduktion um 2 kW gegenüber der ursprünglich geplanten Leistungsführung (=QUENCH-16), um eine maximale Temperatur von ca. 1.400 K sowie eine maximale Oxidschichtdicke von <200 µm einzuhalten

- **„Air-Ingress“-Phase mit Luft und Dampf**

Zwischenkühlung mit Abkühlung zu Maximaltemperaturen von ~ 1.000 K, um einen langsamen Temperaturanstieg zu Beginn der „Air-Ingress“-Phase zu erhalten;

empfohlener Dampfmassenstrom, um die Dauer der Lufteinbruchsphase von ca. 1 Stunde mit Dampf- und Sauerstoffaustrocknung ohne starke Temperaturskalation bei Quenchbeginn zu erreichen: 0,3 g/s

(bei  $G(\text{Argon}) = 1 \text{ g/s}$ ,  $G(\text{Luft}) = 0.2 \text{ g/s}$ )

Der Versuch wurde in Bezug auf die Leistungsreduktion für die Voroxidationsphase und den Dampfmassenstrom für die Air-Ingress-Phase entsprechend den Empfehlungen der GRS durchgeführt, wobei die Ziele hinsichtlich der Starvation-Bedingungen erreicht wurden. Aufgrund eines verspäteten Quenchbeginns mit höheren Ausgangstemperaturen für den Beginn der Wasserkühlung trat im Experiment eine stärkere Temperaturskalation, verbunden mit höheren Werten der Wasserstoffproduktion sowie des Sauerstoff- und Stickstoffverbrauchs als in der Vorausschätzung ermittelt, auf.

#### 5.1.4 Nachrechnung von QUENCH-18

Nach der Übermittlung der Messdaten des am 27. September 2017 durchgeführten Versuchs wurden die tatsächlichen Anfangs- und Randbedingungen in den für die Vorausrechnung verwendeten Datensatz eingearbeitet und die „Post-Test“-Simulation des Experiments begonnen. Die vorliegende Nachrechnung wurde mit der aktuellen Version von AC<sup>2</sup> (ATHLET-CD Version 3.2) durchgeführt.

Die Rechnung wurde zum Zeitpunkt -5.000 s begonnen, um das System mit den vorgegebenen Bedingungen zu stabilisieren und das Stabbündel mit der Ausgangsleistung von 4,1 kW vorzuheizen. Der Zeitpunkt 0 s in der Simulation entspricht dem Beginn des Leistungsanstiegs und damit auch dem Zeitpunkt 0 s im Versuch.

Die Simulation wurde bis zu einer Problemzeit von 13.900 s durchgeführt. Die erforderliche CPU-Zeit für die Nachrechnung beträgt 6.750 s (mit Vorlaufrechnung) auf dem Rechner GRS-Cluster *manni*. Der mittlere Zeitschritt für die Rechnung liegt (ab 0 s) bis zum Beginn der Flutphase bei 0,11 s; inklusive der Quenchphase bei 0,08 s.

##### 5.1.4.1 Temperaturverläufe und Oxidschichtdicken

In den Vergleichsdiagrammen erfolgt die Kennzeichnung der experimentellen Ergebnisse (rot) entsprechend der Instrumentierungsliste /STU 18a/. Die Kennzeichnung der mit ATHLET-CD errechneten Daten (blau) ergibt sich aus dem Nodalisierungsschema. Die Höhenangaben in den Darstellungen entsprechen den Angaben der Versuchsanlage, die beheizte Länge der Brennstäbe liegt zwischen 0,0 m und 1,024 m.

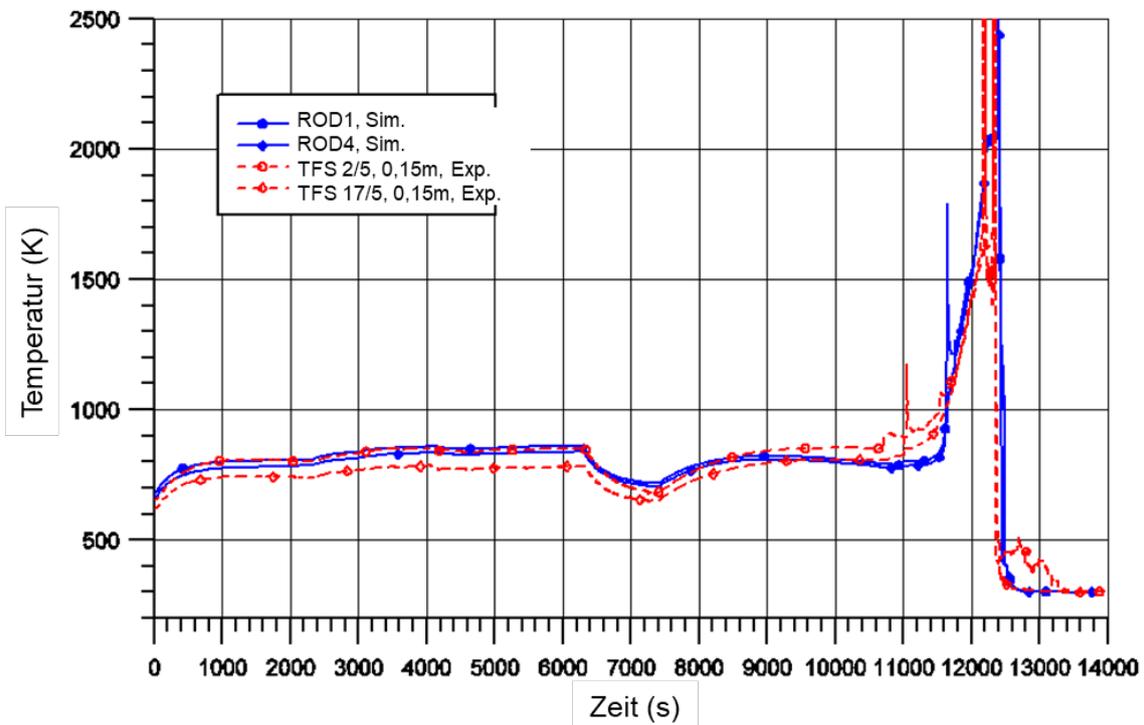
Die Abb. 5.11 bis Abb. 5.18 zeigen einen Vergleich der gemessenen und berechneten Hüllrohrtemperaturen in verschiedenen Höhen des Bündelbereichs. Weiterhin sind für die Höhen 550, 750 und 950 mm auch die Shroudtemperaturen (Abb. 5.19 bis Abb. 5.21) gegenübergestellt. Es zeigt sich eine sehr gute Übereinstimmung sowohl der Hüllrohr- als auch der Shroudtemperaturen im unteren und mittleren Bündelbereich bis zum Erreichen der Schmelztemperatur von Zirkon zum Ende der Air-Ingress-Phase. Während die Temperaturen in der Periode der Voroxidation, während der Zwischenkühlung, beim lang-samen Temperaturanstieg nach Beginn der Lufteinspeisung bis hin zur Eskalation, die nach ca. 10.500 s auf der Höhe 650 mm beginnt (Abb. 5.14), nahezu deckungsgleich verlaufen, zeigt sich nach Erreichen von ~ 2.000 K ein weiterer Anstieg bis ~ 2.400 K in der Simulation; die gemessenen Verläufe verbleiben jedoch auf dem Plateau des ersten

Schmelzens bis zum Beginn der Wassereinspeisung. Am oberen Ende und oberhalb des beheizten Bereichs (Abb. 5.16 bis Abb. 5.18 und Abb. 5.20 bis Abb. 5.21) werden die Temperaturen in der Simulation bereits vor dem Erreichen des Levels von  $\sim 2000$  K im Vergleich zu den Messdaten überschätzt. Nach dem Beginn der Wassereinspeisung nach 12.330 s zeigen die gemessenen Verläufe starke Schwingungen mit Ausschlägen bis über 2.500 K, wobei in /STU 18a/ eine maximal gemessene Temperatur von 2.450 K (unbeheizter Stab 15, 950 mm Höhe) angegeben ist. Auch in der Simulation zeigt sich nach Quenchbeginn nochmals ein starker Temperaturanstieg, der sich in Übereinstimmung mit den Messdaten insbesondere im oberen Bündelbereich bemerkbar macht, wo die Temperaturen während der Lufteinbruchsphase wegen der verminderten Reaktion durch die vorliegenden Starvation-Bedingungen bisher die Schmelzegrenze nicht erreicht haben. Aufgrund der Teilblockaden durch verlagerte und wieder erstarrte Schmelze sowie der Simulation des Shroud-Lecks, das den Wasserspiegelanstieg begrenzt, werden die oberen Positionen, wie auch aus den Messdaten zu erkennen, verzögert erst nach 13.000 s abgekühlt.

Das erste Versagen der unter 60 bar Druck stehenden Stäbe tritt sowohl im Test als auch in der Rechnung relativ frühzeitig schon zu Beginn der Aufheizphase auf. Das Versagen der Absorberstäbe wird ebenfalls in guter Übereinstimmung der Simulation mit dem Versuch kurz vor dem Beginn der Temperatureskalation in der Air-Ingress-Phase bestimmt. In Tab. 5.3 sind die Daten zum Hüllrohrversagen der Stäbe gegenübergestellt.

**Tab. 5.3** Vergleich der Daten zum Hüllrohrversagen /BAL 19a/

	Experiment	Nachrechnung
<b>Stäbe mit Innendruck (60 bar)</b> Versagenszeitpunkt Versagenstemperatur Versagen auf Höhe	# 9, # 15  480 s (#9), 560 s (#15) 1.035 K (#9), 1.045 K (#15) 850 mm (#9), 950 mm (#15)	ROD3  490 s 1.013 K 850 mm
<b>Absorberstäbe:</b>  Versagenszeitpunkt  Versagenstemperatur Versagen auf Höhe	# 6, #12  10.530 s (He-Signal, Beginn der Ag/In/Cd-Aerosol-Mess.) 1.350 K bzw. 1.300 K 950 mm bzw. 550 mm	in ROD2 enthalten  10.402 s  1.520 K 750 - 1.050 mm
<b>Heizstäbe:</b>  Versagenszeitpunkt  Versagenstemperatur Versagen auf Höhe	  10.730 s (Kr-Mess.)	  10.899 - 10.917 s  2.050 K 650 mm



**Abb. 5.11** Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 150 mm Höhe /BAL 19a/

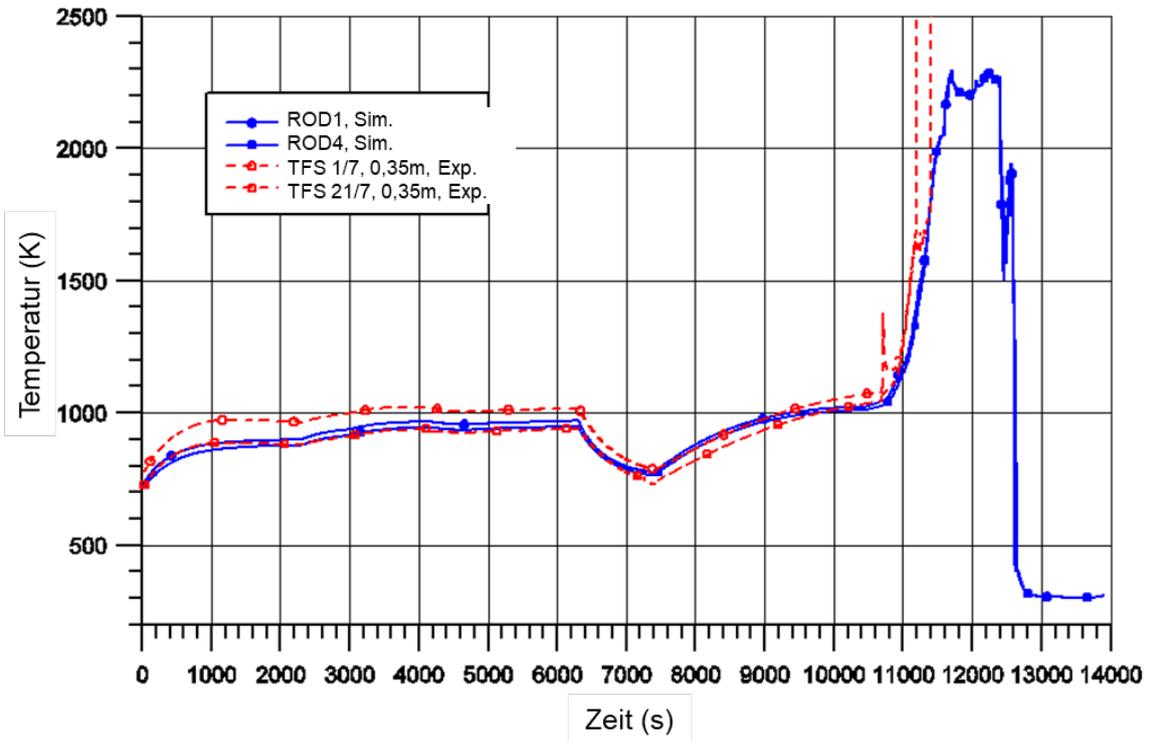


Abb. 5.12 Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 350 mm Höhe /BAL 19a/

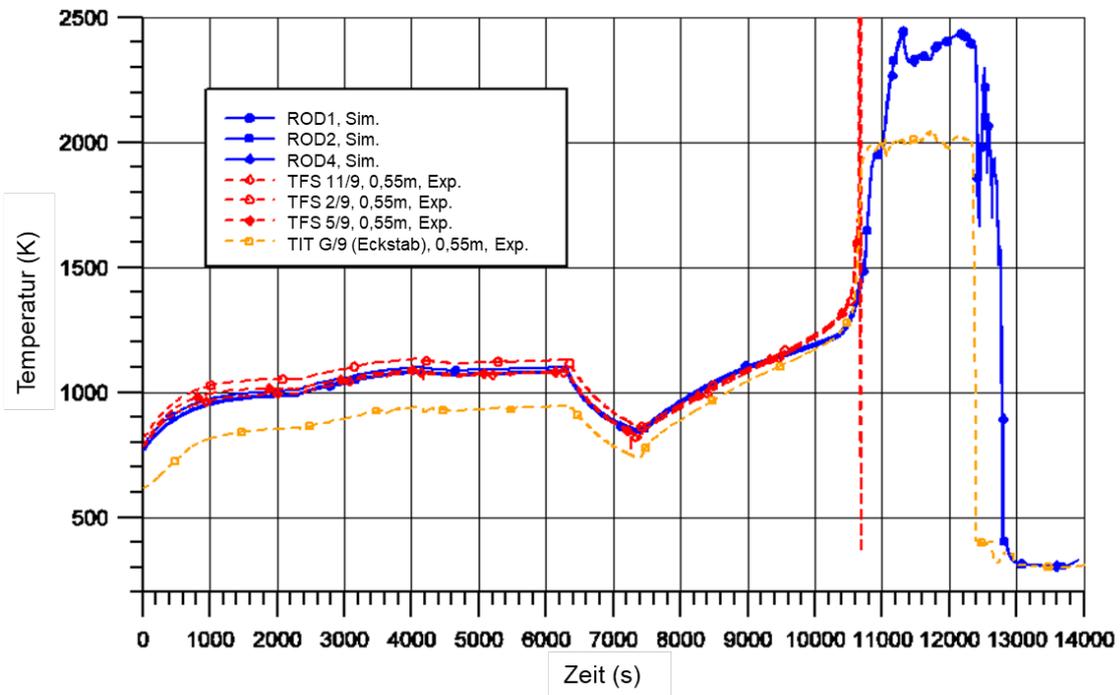


Abb. 5.13 Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 550 mm Höhe /BAL 19a/

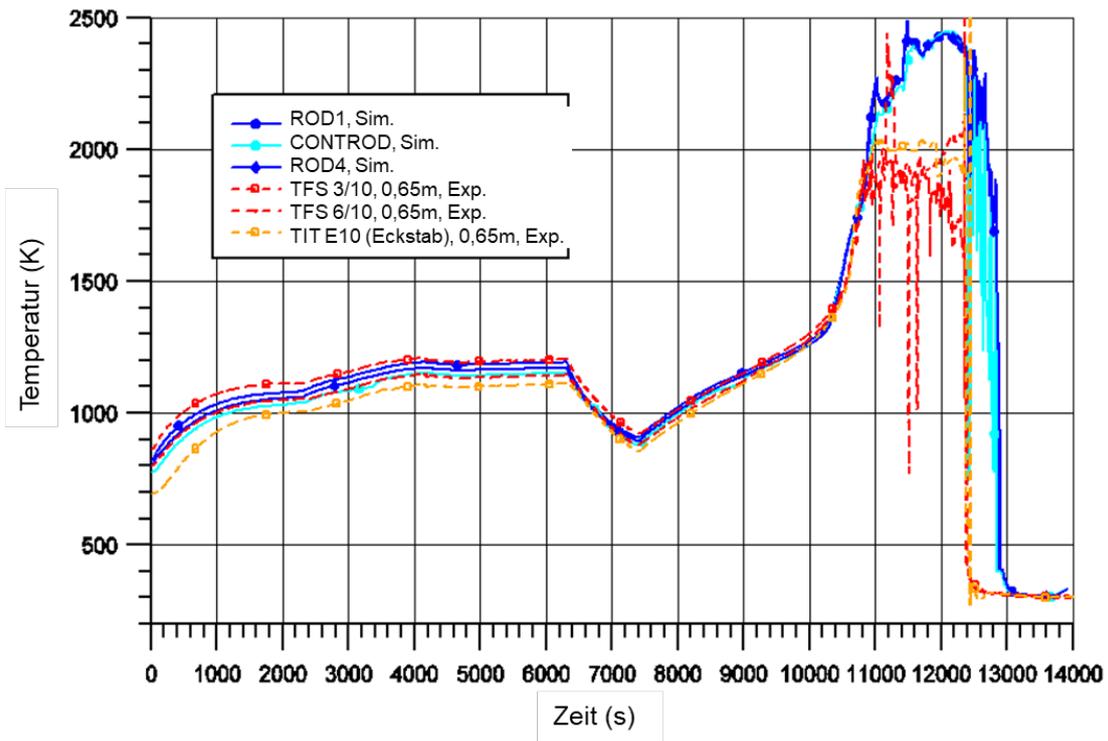


Abb. 5.14 Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 650 mm Höhe /BAL 19a/

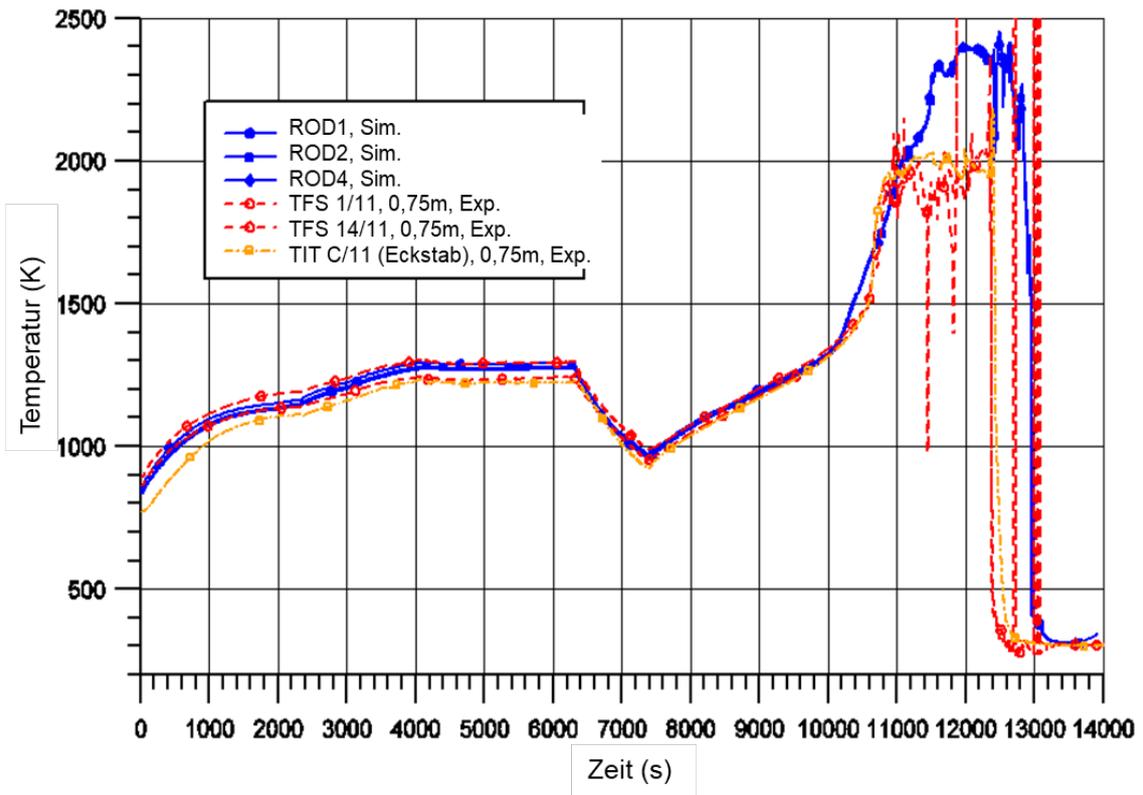


Abb. 5.15 Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 750 mm Höhe /BAL 19a/

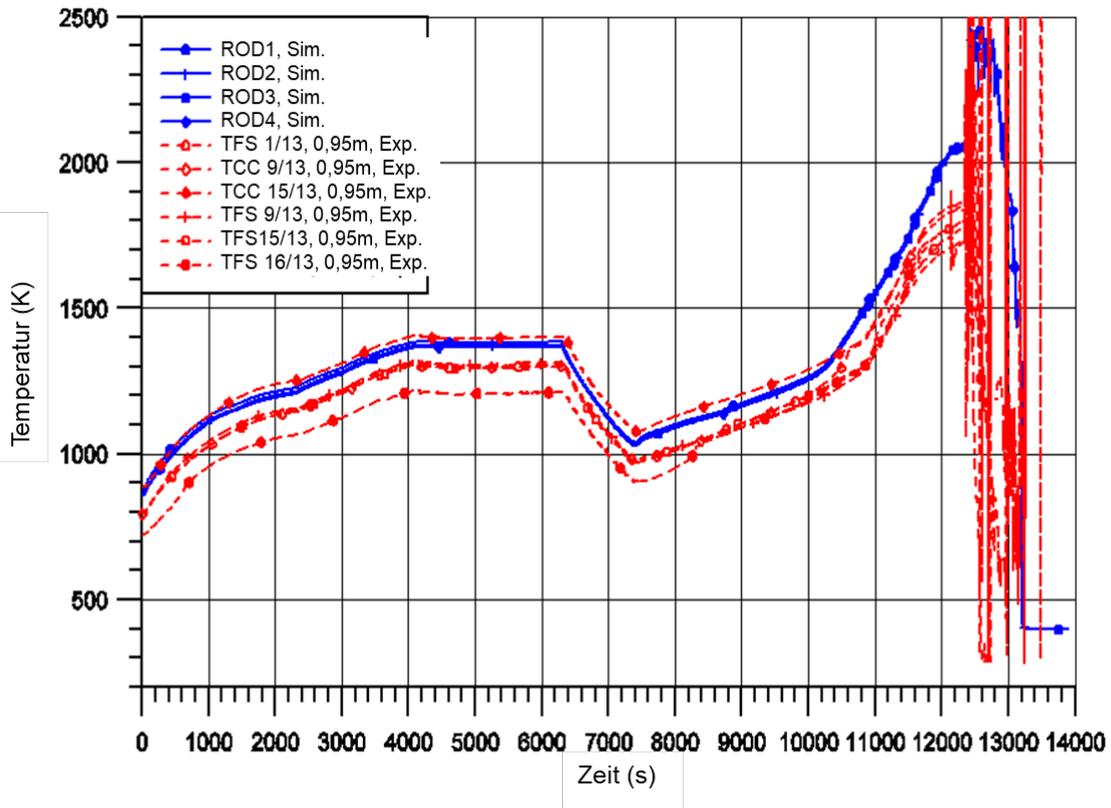


Abb. 5.16 Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 950 mm Höhe /BAL 19a/

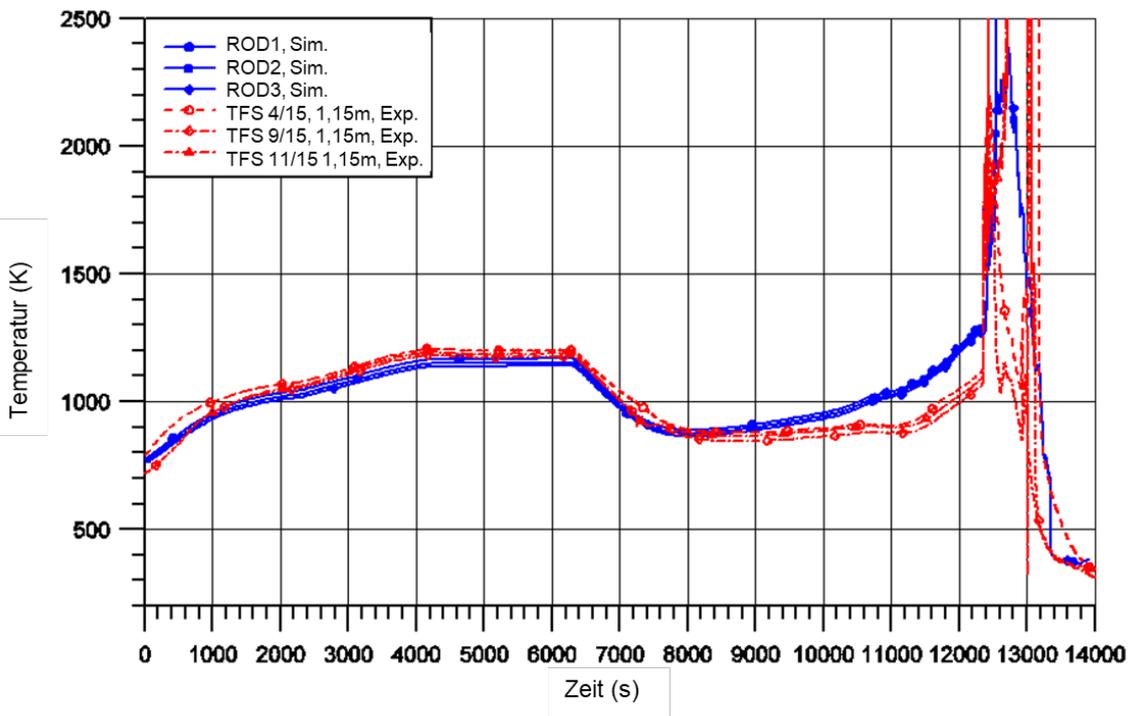
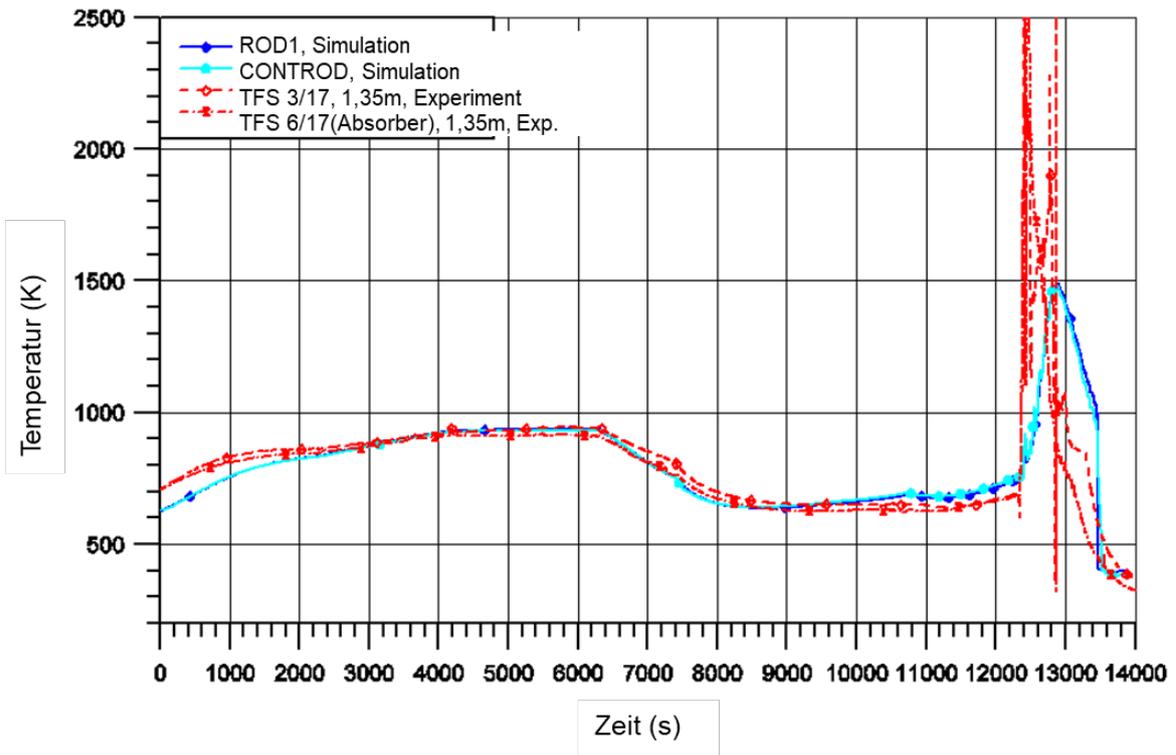
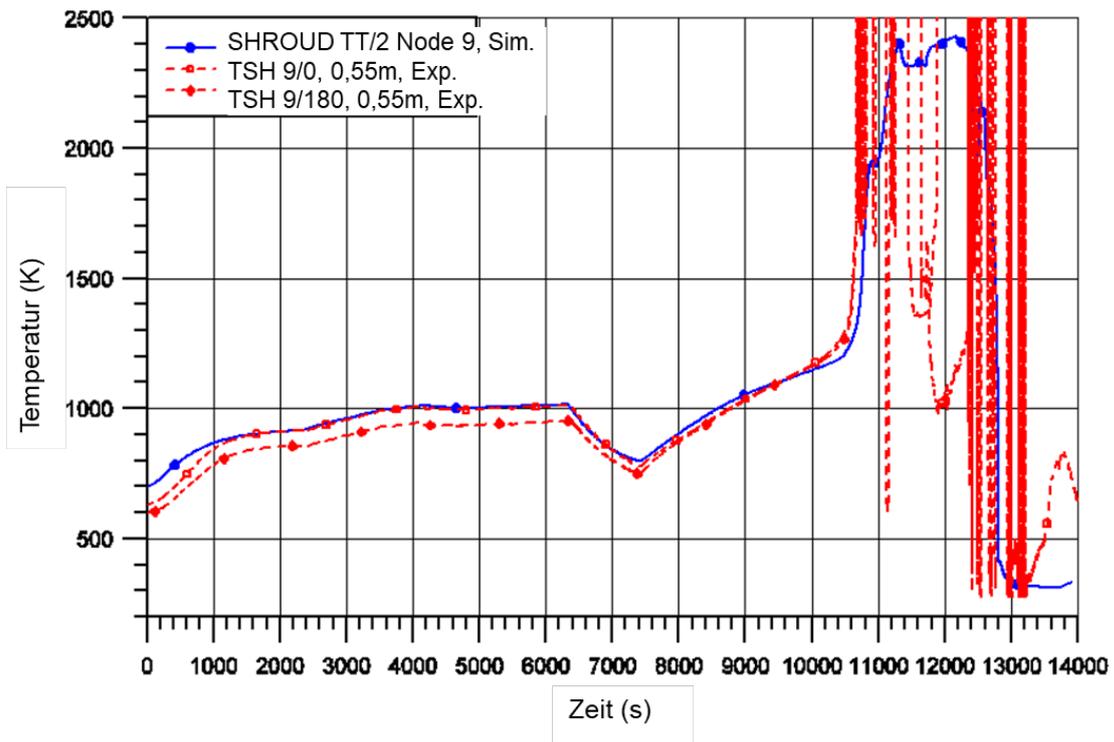


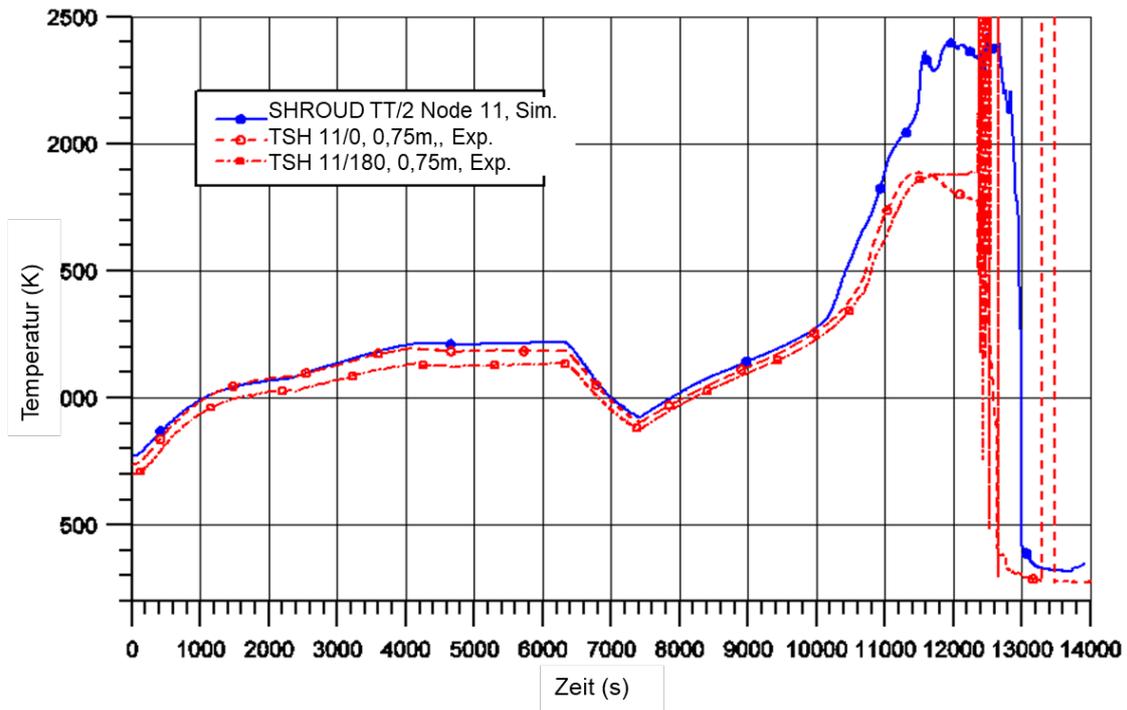
Abb. 5.17 Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 1.150 mm Höhe /BAL 19a/



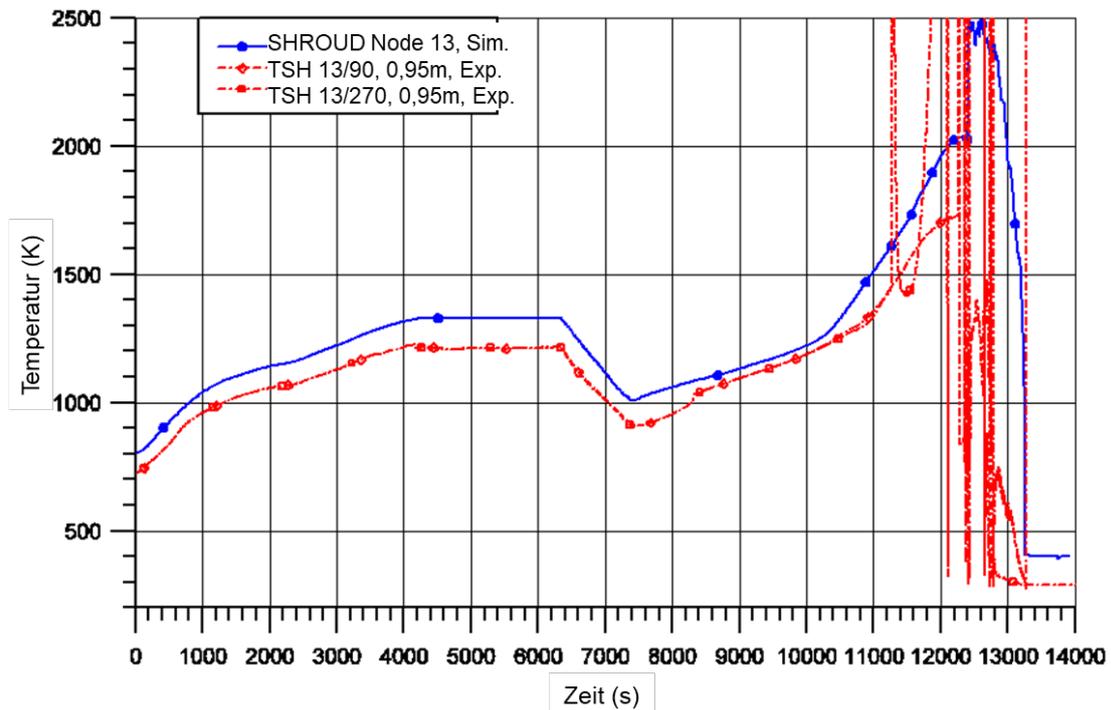
**Abb. 5.18** Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 1.350 mm Höhe /BAL 19a/



**Abb. 5.19** Vergleich der Shroud-Temperaturen (außen) in 550 mm Höhe /BAL 19a/



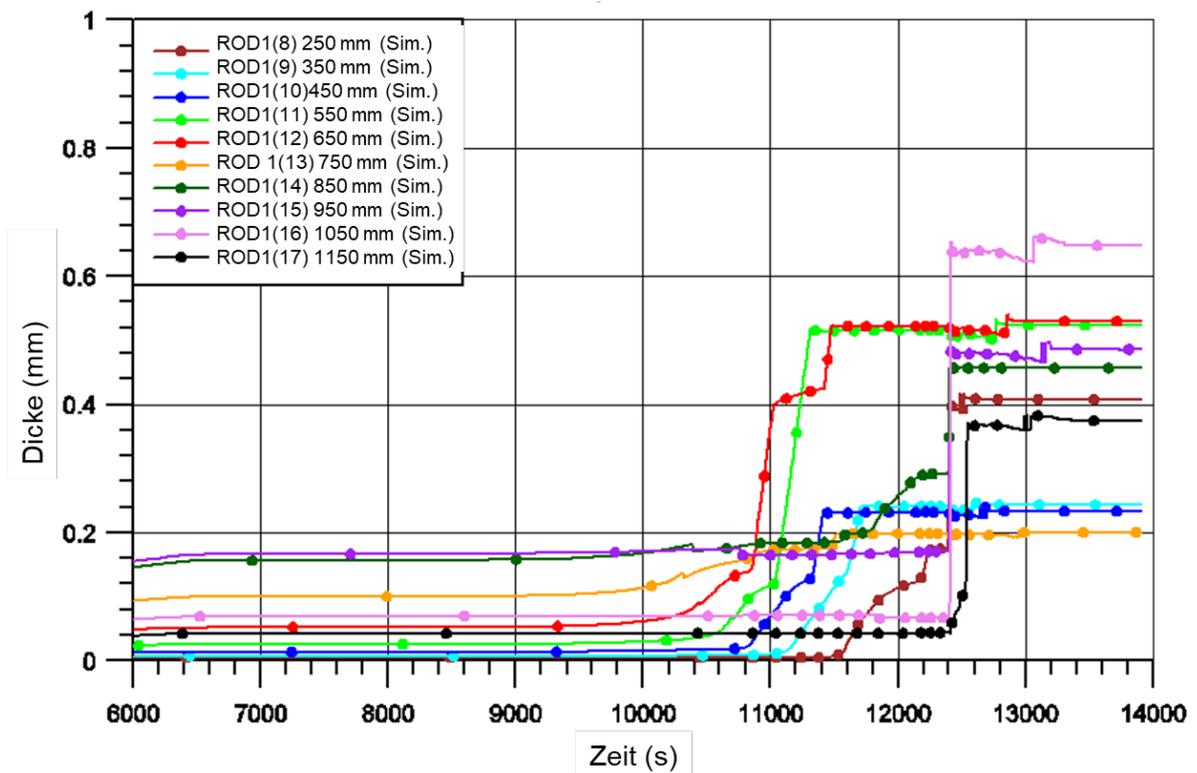
**Abb. 5.20** Vergleich der Shroud-Temperaturen (außen) in 750 mm Höhe /BAL 19a/



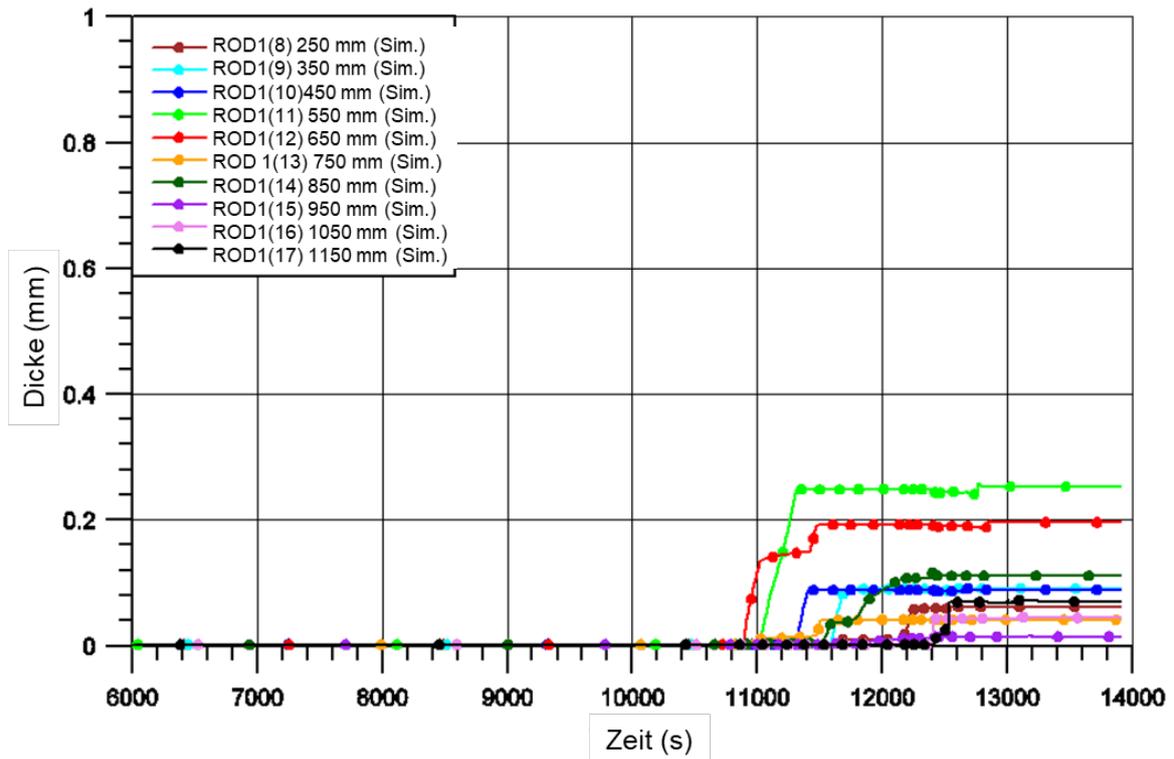
**Abb. 5.21** Vergleich der Shroud-Temperaturen (außen) in 950 mm Höhe /BAL 19a/

Eine für dieses Experiment wichtige Rahmenbedingung war die Einhaltung einer nicht zu hohen Oxidschichtdicke zum Ende der Voroxidationsphase, um die spätere Reaktion mit Luft und Dampf nicht zu sehr zu blockieren (Diffusionsvorgang). Vor Beginn des Luft-

einbruchs sollte eine maximale Oxidschichtdicke von ca. 200  $\mu\text{m}$  angestrebt werden. Wie aus der Darstellung der Oxidschichtdicken der Hüllrohre ersichtlich ist (Abb. 5.22), ist in der Rechnung zu Beginn der Lufternspeisung eine maximale Dicke von 170  $\mu\text{m}$  in 950 mm Höhe erreicht. Mit dem Beginn der starken Temperatureskalation in der Air-Ingress-Phase nach ca. 10.500 s wächst die Oxidschichtdicke konsistent zum Verhalten der Temperaturen vorwiegend in der Höhe 650 mm und etwas verzögert auf der Ebene 550 mm, gleichzeitig beginnt mit dem Hüllrohrversagen in diesem Zeitbereich auch die Oxidation auf der Hüllrohr-Innenseite (Abb. 5.23). Mit dem Beginn des Quenchens steigen die äußeren Oxidschichtdicken vor allem in der Region 850 bis 1.050 mm steil an. Zum Ende der Rechnung erscheinen aus den Summen der inneren und äußeren Oxidschichtdicken nur die Positionen 550 - 650 mm und 1.050 mm vollständig oxidiert zu sein, wobei jedoch die zum Schmelzzeitpunkt erreichten Oxidschichtdicken ihren Wert behalten und somit insbesondere auf den Höhen 750 - 950 mm und 1.150 mm die Oxidation in der Schmelze fortschreitet und somit nur als oxidierte Masse, nicht jedoch als oxidierte Dicke in Erscheinung tritt.

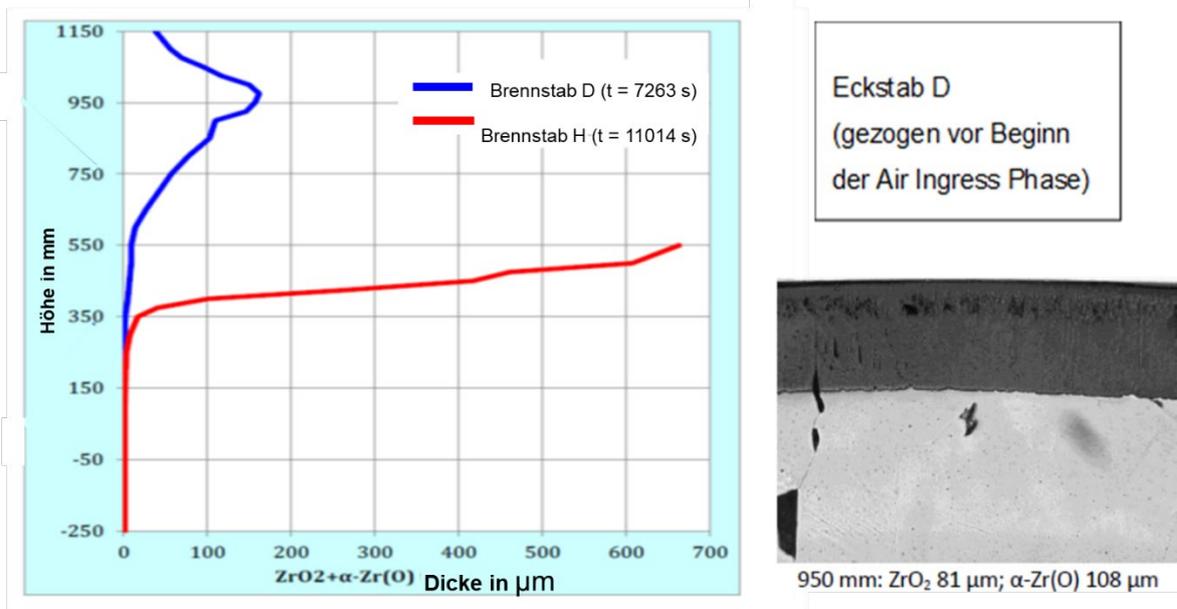


**Abb. 5.22** Oxidschichtdickenwachstum (äußere Oxidschichtdicke) /BAL 19a/



**Abb. 5.23** Oxidschichtdickenwachstum (innere Oxidschichtdicke) /BAL 19a/

Der Vergleich mit Versuchsdaten aus der metallographischen Überprüfung des zum Ende der Voroxidation aus dem Bündel gezogenen Eckstabs D ergibt hier eine maximale Oxidschichtdicke von 165  $\mu\text{m}$  auf der Höhe 950 mm (Abb. 5.24) bzw. 189  $\mu\text{m}$  für die Summe der  $\text{ZrO}_2$  und  $\alpha\text{-Zr(O)}$ -Schichten /STU 18a/. Der in der Simulation berechnete Wert von 170  $\mu\text{m}$  für die Position 950 mm deckt sich somit mit der Bandbreite der Versuchsdaten.



**Abb. 5.24** Äußere Oxidschichtdicken der Eckstäbe D und H aus metallographischer Untersuchung nach dem Test /STU 18a/

Da der zum Ende der Air-Ingress-Phase gezogene Eckstab H auf der Höhe 550 mm abgebrochen ist, können die Oxidschichtdicken nur bis zu dieser Höhe mit den Rechen-  
daten verglichen werden. Für die Simulation (Abb. 5.22) zeigt sich übereinstimmend mit dem Versuchsverlauf bei 11.000 s bis zur Höhe 350 mm keine Reaktion, während bei 550 mm wegen des späteren Anstiegs der Wert unterschätzt wird. Aufgrund der starken Kernzerstörung (Abb. 5.25) stehen die Oxidschichtdicken des Versuchs zum Ende des Tests nicht zur Verfügung; in Einklang mit dem Rechenergebnis wurde eine starke Oxidation und Schmelzebildung bis zur Höhe 1.400 mm festgestellt /KAR 17/, /STU 18a/.



**Abb. 5.25** Erscheinungsbild des Bündels nach dem Test aus 4 Winkelpositionen (ohne den obersten Abschnitt) /STU 18a/

In Abb. 5.26 sind für die Rechnung die Verläufe der gebildeten Zirkonnitridschicht aufgetragen. Die maximale Nitridschicht von 187  $\mu\text{m}$  wird in der Höhe von 850 mm erreicht. Da in der Simulation die Re-Oxidation der Nitridschicht während des Quenchens nicht berücksichtigt ist, kann die zum Ende erreichte Dicke nicht mit dem Versuch verglichen werden. Aus der Messung der Stickstoff-Ausströmung und dem dadurch möglichen Rückschluss auf den Stickstoff-Verbrauch (Abb. 5.30) kann jedoch auf eine gute Übereinstimmung bei der Kinetik der Nitridbildung geschlossen werden.

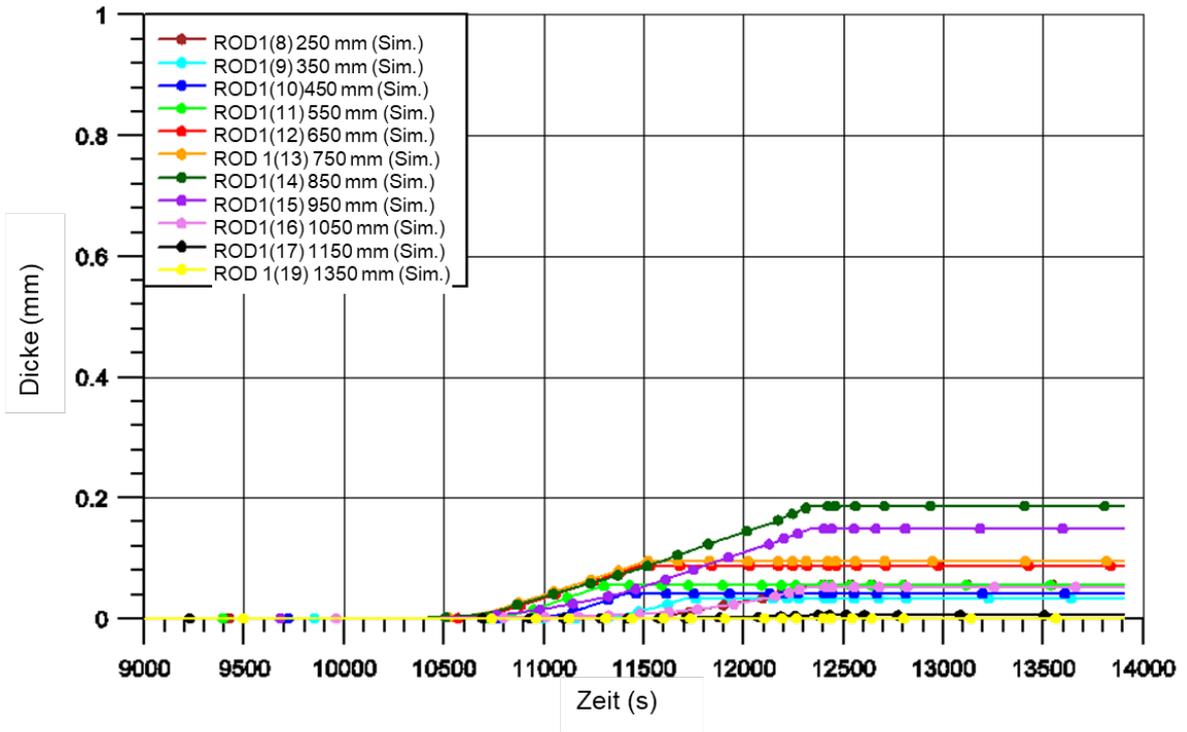


Abb. 5.26 Nitridschichtdickenwachstum /BAL 19a/

### 5.1.4.2 Wasserstofferzeugung sowie Sauerstoff- und Stickstoffverbrauch

Der bei der Oxidation der Zirkon-Komponenten erzeugte Wasserstoff ist in Abb. 5.27 ( $H_2$ -Erzeugungsrates) und

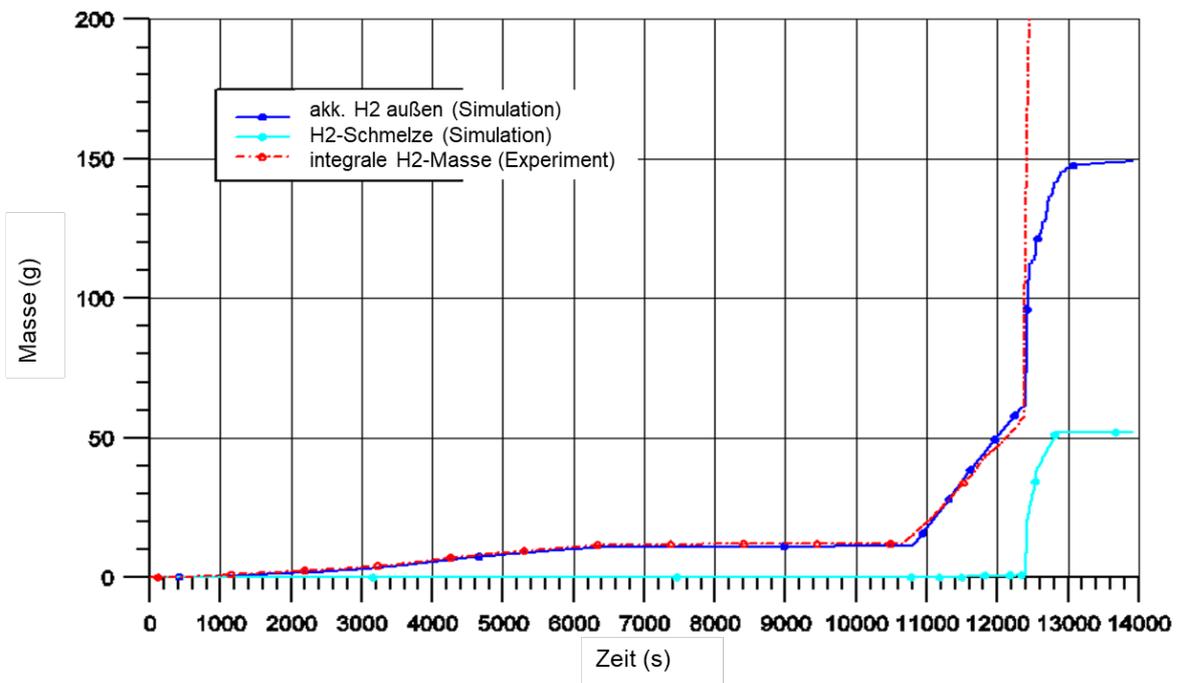


Abb. 5.28 (integrale H<sub>2</sub>-Erzeugung) für Rechnung und Experiment gegenübergestellt. Sowohl während der Voroxidationsphase als auch in der „Air-Ingress“-Phase wird der Verlauf auch in ihrer Dynamik mit großer Genauigkeit nachgebildet und die erzeugten Gesamtmasse H<sub>2</sub> stimmt nach der Voroxidationsphase mit 11,0 g und zum Beginn der Quenchphase mit 58,3 g gut mit der im Versuch (11,9 g bzw. 53,5 g) überein. Während der „Air-Ingress“-Phase wird entsprechend den Modellvorstellungen in der Rechnung kein Wasserstoff erzeugt, solange im System Sauerstoff verfügbar ist. Übereinstimmend damit wird im Versuch erst dann wieder entstehender Wasserstoff gemessen, wenn die Sauerstoffausströmung beendet ist, wie aus dem Vergleich mit der Sauerstoff-Ausströmung (Abb. 5.29) festzustellen ist. Mit der Option IOXAIR=4 für die Kinetik der Sauerstoffreaktion wird der Sauerstoffverbrauch in guter Übereinstimmung mit dem gemessenen Verlauf gerechnet, wie der Vergleich in Abb. 5.29 zeigt. Sobald im oberen Bündelbereich kein Sauerstoff mehr verfügbar ist (t ~ 10.700 s: O<sub>2</sub>-Ausströmrate ~ 0) kann entsprechend der Modellierung sowohl der Dampf als auch der Stickstoff mit dem Hüllrohr reagieren, wie aus der einsetzenden H<sub>2</sub>-Erzeugung (Abb. 5.27) und der beginnenden Stickstoff-Aufzehrung zu sehen ist (Abb. 5.30). Der Vergleich der integral verbrauchten Massen von Sauerstoff und Stickstoff in Tab. 5.4 zeigt, dass die Modellierung der „Air-Ingress“-Phase nicht nur im zeitlichen Ablauf, sondern auch in der Gesamtbilanz gut wiedergegeben wird.

**Tab. 5.4** Vergleich des integralen Luftverbrauchs bzw. der Wasserstoff-Erzeugung /BAL 19a/

	Experiment /STU 18a/	Nachrechnung
integraler Sauerstoff-Verbrauch	100 ± 3 g	103,6 g
integraler Stickstoff-Verbrauch	120 ± 3 g	128,4 g
integrale Wasserstoff-Erzeugung:		
Voroxidationsphase	11,5 g	11,0 g
Lufteinbruchsphase	45 g	47,3 g
Quenchphase	238 g	90,7 g
Gesamtmasse	295 g	149 g

Abb. 5.31 vergleicht die Dampf-Ausströmung aus dem Bündel. Wie im Versuch wird auch in der Rechnung nach 10.800 s eine Dampf-Austrocknung am Bündelausgang erreicht. Die Auftragung der Dampfmassenströme in Abb. 5.32) zeigt, dass nach 10.800 s in der Region ab 800 mm Höhe kein Dampf mehr zur Verfügung steht, unterhalb dieses Bereichs jedoch noch Oxidation möglich ist. Dies erklärt die unterschiedliche

Entwicklung der Temperaturen im Zeitbereich der späten Air-Ingress Phase, in deren Verläufen der Dampf mangel in der oberen Bündelregion sichtbar wird.

Mit Beginn der Quenchphase bei hohen Temperaturen oberhalb von 2.000 K bewirkt die dann sehr starke Reaktion der verbliebenen metallischen Hüllrohrabschnitte, der Schmelze sowie von Shroud und Abstandshaltern mit dem Dampf einen steilen Anstieg der Wasserstoffproduktion, der aber in der Simulation bereits vorzeitig abflacht und endet (Abb. 5.28). Während im Versuch am Ende insgesamt 295 g Wasserstoff erzeugt wurden, sind es in der Rechnung nur 149 g. Die fehlende Menge in der Simulation lässt sich einerseits durch die nicht simulierte Oxidation der Shroud-Außenwand, die in der Modellierung nicht berücksichtigte Re-Oxidation von Nitrid und das stark vereinfachte Porositätsmodell für die nach der Re-Oxidation zurückbleibende Oberflächenstruktur erklären. Wie bei früheren Versuchen mit hohem Zerstörungsgrad könnten aber in der gemessenen H<sub>2</sub>-Menge auch Anteile aus einer Reaktion der Molybdän-Elektrode, der Wolfram-Heizer sowie der Thermoelemente enthalten sein /STE 04/, die ebenfalls in der Rechnung nicht berücksichtigt werden.

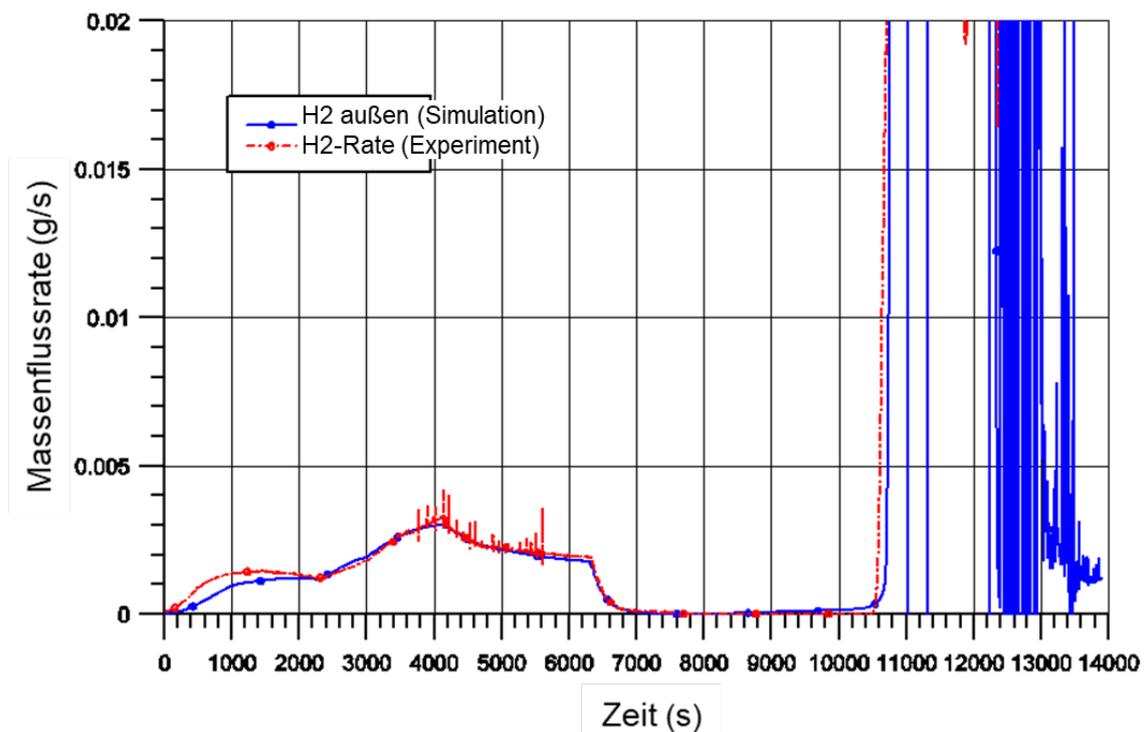


Abb. 5.27 Vergleich der Wasserstoff-Erzeugungsrate /BAL 19a/

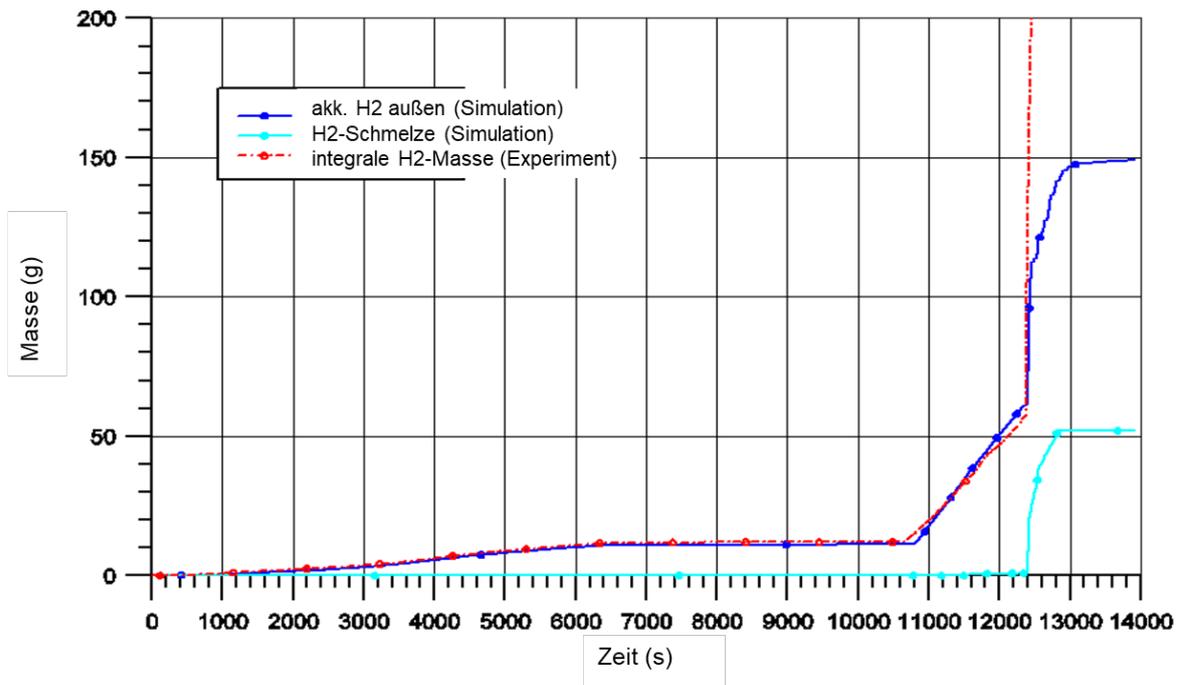


Abb. 5.28 Vergleich der integralen Wasserstoff-Erzeugung /BAL 19a/

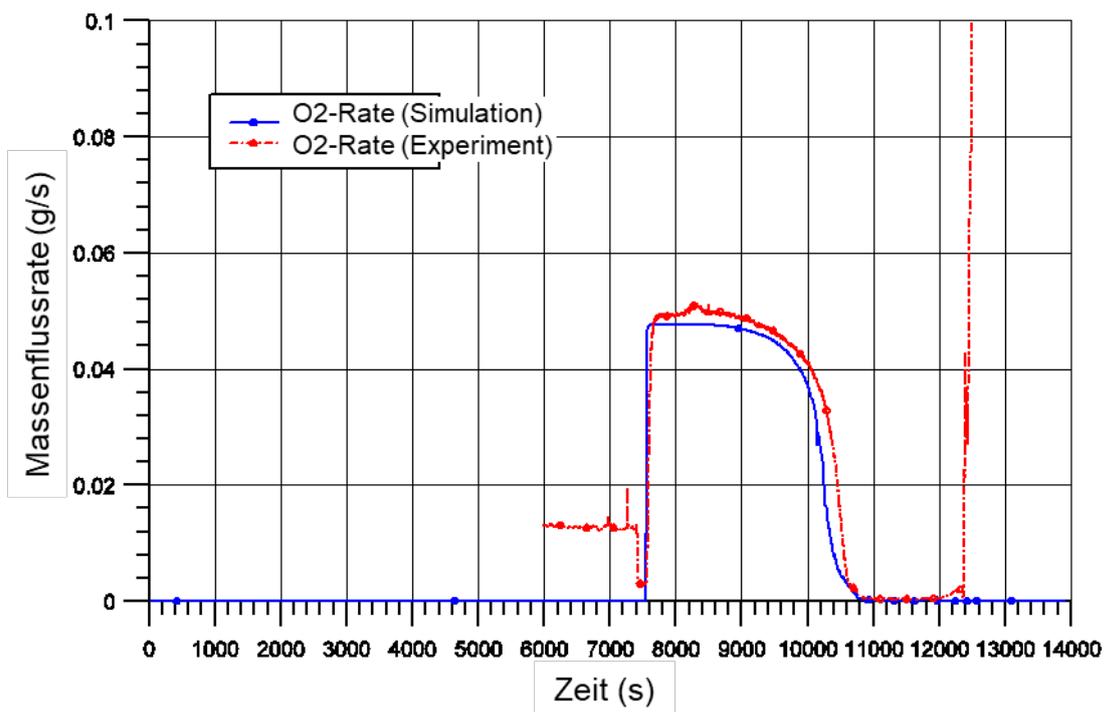


Abb. 5.29 Vergleich der Sauerstoff-Ausströmung am Bündelausgang /BAL 19a/

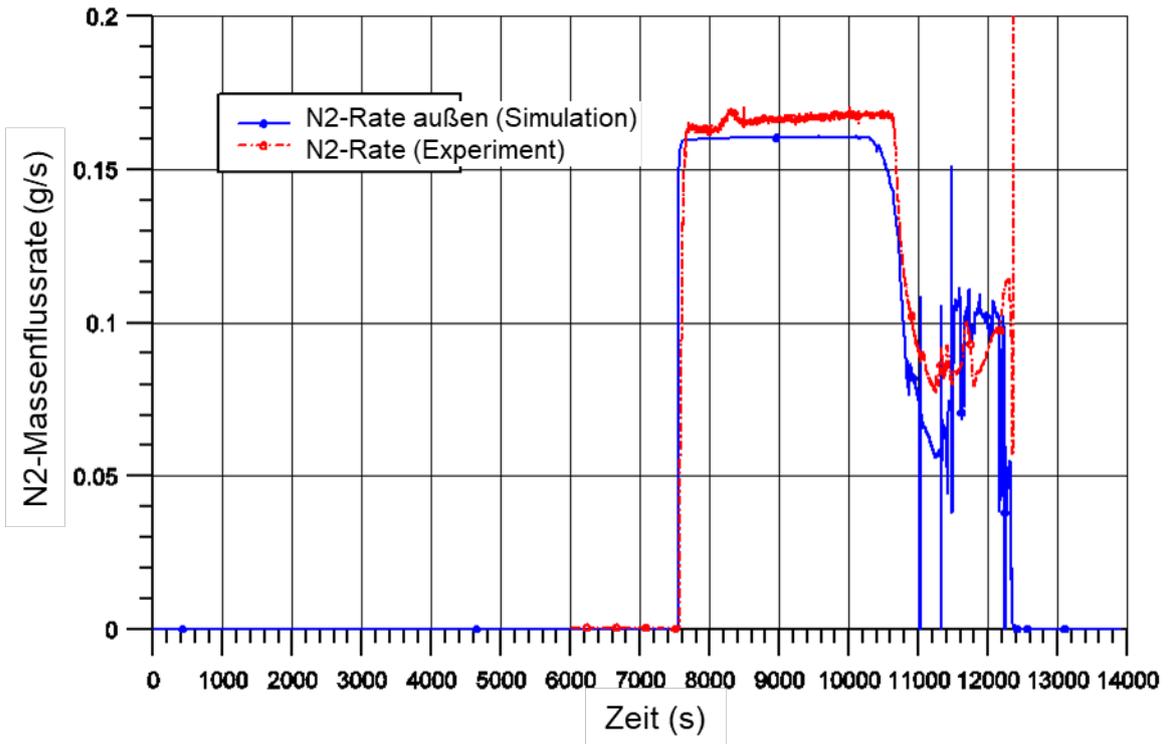


Abb. 5.30 Vergleich der Stickstoff-Ausströmung am Bündelausgang /BAL 19a/

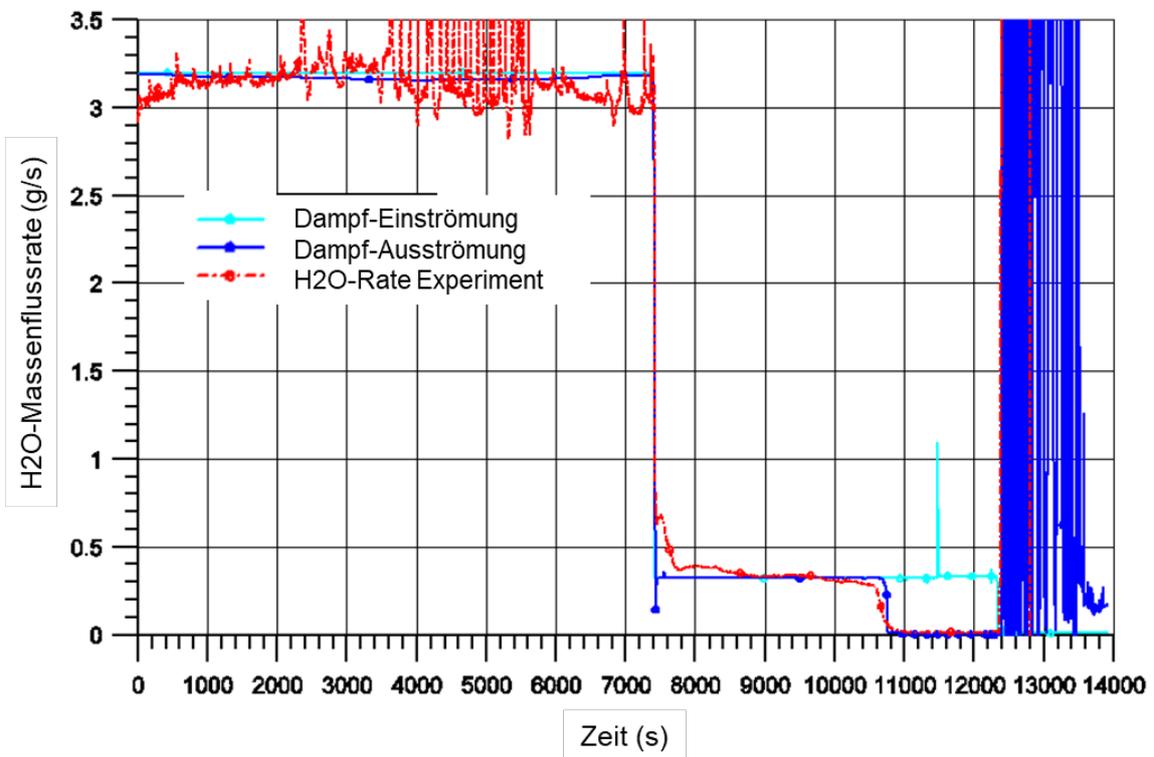
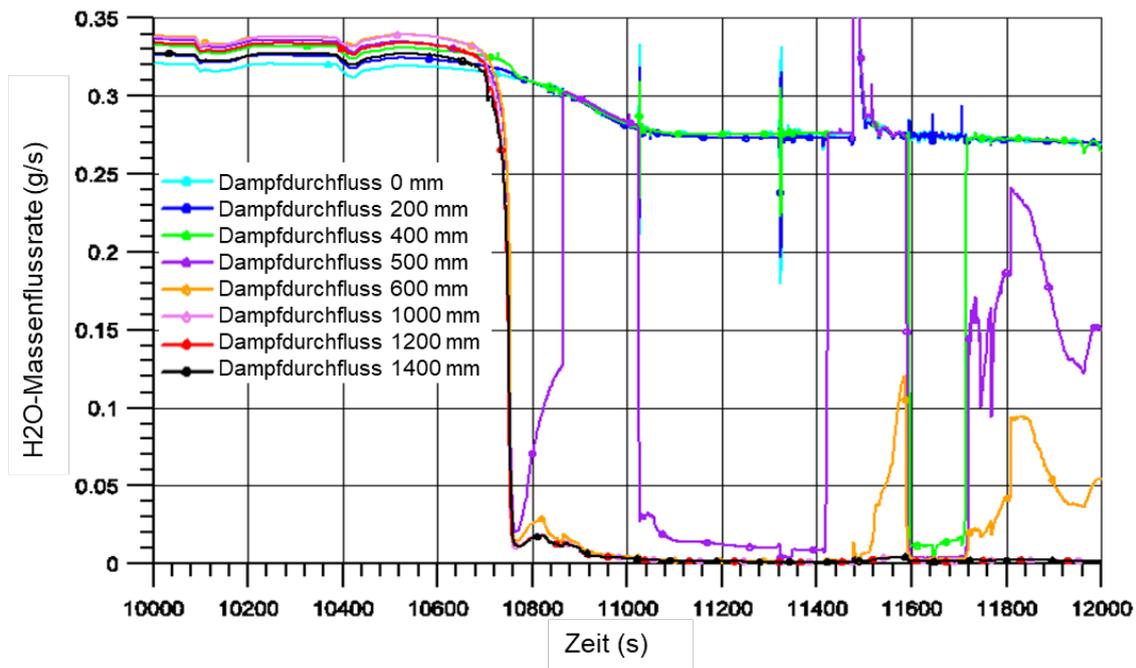


Abb. 5.31 Vergleich der Dampf-Ausströmung am Bündelausgang /BAL 19a/



**Abb. 5.32** Dampf-Austrocknung im Bündel /BAL 19a/

### 5.1.5 Zusammenfassende Bewertung

Mit dem Bündelexperiment QUENCH-18 wurde nach QUENCH-10 und QUENCH-16 zum dritten Mal ein Lufteinbruchsszenario simuliert, bei dem im Unterschied zu den vorhergehenden Versuchen außer Luft gleichzeitig auch Dampf in den Testbehälter eingespeist wurde. Hierzu sollten die Einströmraten so bemessen sein, dass bei einem anfänglich langsamen Temperaturanstieg erst Sauerstoff- und schließlich auch Dampfaustrocknung erreicht wird. Um die Experimentatoren bei der Festlegung der Randbedingungen zu unterstützen, wurde der Versuch mit ATHLET-CD mit verschiedenen Annahmen für die Strömungsraten von Dampf, Argon und Luft, die Höhe der Heizleistung und den externen elektrischen Widerstand der Heizdrähte simuliert.

Das Experiment wurde am 27. September 2017 durchgeführt, wobei die angestrebten Bedingungen des langsamen, ca. 1 Stunde andauernden Temperaturanstiegs bis zur Eskalation, während der "Air-Ingress"-Phase mit ausgeprägtem Sauerstoff- und Dampf-mangel entsprechend der Vorausschätzung erreicht wurden. Wegen des verspäteten Quenchbeginns konnte ein weiterer Temperaturanstieg mit Schmelzebildung nicht vermieden werden und der hohe Zerstörungsgrad des Bündels nach dem Test erschwerte die metallographische Auswertung und den Vergleich mit der Struktur aus der Simulation.

Bei der Nachrechnung mit ATHLET-CD konnte mit Ausnahme der integralen Wasserstoff-erzeugung am Ende des Tests eine gute Übereinstimmung von Temperaturen, Wasserstoff-Erzeugungsraten bis zum Beginn des Quenchens sowie Sauerstoff- und Stickstoffverbrauch mit den Testdaten erreicht werden. Hierbei zeigte sich, dass es für eine übereinstimmende Simulation des Zeitverlaufs in der „Air-Ingress“-Periode wichtig ist, den Zeitpunkt der Sauerstoff-Austrocknung richtig abzubilden, da erst dann die Folgereaktionen (Wasserstoffbildung infolge der einsetzenden Dampfreaktion, Stickstoffverbrauch durch Nitridbildung) beginnen.

Die Simulation zeigt, dass die Modellierung der Lufteinbruchs-Phänomene in ATHLET-CD die im Versuch nacheinander bzw. gleichzeitig ablaufenden Prozesse zwischen dem Hüllrohr und Dampf, Sauerstoff bzw. Stickstoff richtig abbildet. Der unterschätzte Anstieg der Wasserstoff-erzeugung in der Quenchphase lässt jedoch darauf schließen, dass der Einfluss der Re-Oxidation der Nitridschicht, die eine offenporige Hüllrohr-oberfläche hinterlässt und sich deshalb verstärkend auf die nachfolgende Dampfreaktion auswirkt, mit dem derzeitig zur Anwendung kommenden vereinfachten Porositätsmodell nicht ausreichend berücksichtigt wird.

## **5.2 Analytische Begleitung des Versuchs QUENCH-19**

In der QUENCH-Testanlage beim Karlsruher Institut für Technologie (KIT) wurden bisher 19 Versuche durchgeführt, die zum Ziel hatten, die aus der Wasser- oder Dampfreaktion mit dem überhitzten Hüllrohr resultierende Wasserstoffproduktion zu untersuchen und die Parameter für eine erfolgreiche Bündelkühlung zu ermitteln. Hierbei wurden bereits verschiedene Hüllrohrmaterialien auf Zirkonbasis untersucht /STU 15/. Für den Versuch QUENCH-19 wurde das Verhalten der ATF-Legierung FeCrAl unter den Bedingungen des QUENCH-15-Experiments untersucht und mit dem von ZIRLO™-Hüllrohren verglichen.

Die Untersuchung von ATF-Materialien (Accident-Tolerant Fuels) hatte bereits vor dem Unfall in der Fukushima-Daiichi-Anlage im Jahr 2011 begonnen. Nach diesem Ereignis wurde die Entwicklung neuer Materialien mit wesentlich verbessertem Verhalten unter Unfallbedingungen als ein wichtiger Punkt für die Sicherheit von Leichtwasser-Reaktoren betrachtet. Ein Hauptziel für neue ATF-Hüllrohrmaterialien ist eine wesentlich reduzierte Kinetik der Dampf-oxidation, die einhergeht mit einer langsameren Aufheizung und daher mit einer längeren Zeitperiode, bevor die Temperaturen im Vergleich mit

derzeit in LWRs verwendeten Hüllrohren auf Zirkonbasis den Schmelzpunkt erreichen. Eines der untersuchten Materialien ist FeCrAl; bei 1.200 °C ist die Oxidationsrate von FeCrAl etwa um den Faktor 1.000 niedriger als für Zirkon. Eine langsamere Reaktion von FeCrAl mit Dampf reduziert daher die Rate der Wasserstoff-Erzeugung, wodurch sich der Druckaufbau im Druckbehälter verlangsamt und der Beginn der Wasserstoff-Freisetzung in das Containment verzögert wird /NEA 18/.

### 5.2.1 Kurze Versuchsbeschreibung

In Abb. 5.33 ist der Verlauf des QUENCH-19-Experiments im Vergleich zum Referenztest QUENCH-15 dargestellt /STU 18b/. Die stufenweise Zunahme der elektrischen Bündelleistung bis zu einem Maximalwert von 18,12 kW ist bei beiden Versuchen identisch. Während beim Versuch QUENCH-15 zum Zeitpunkt des Erreichens dieser Leistung bereits eine Temperaturexkursion eingetreten war, und die Leistung daher ausgeschaltet wurde, zeigte sich beim Test 19 eine um ca. 500 °C niedrigere Temperatur. Aus diesem Grund wurde bei einem konstanten Wert von 18,32 kW ein Leistungsplateau beibehalten, bis nach dem Anstieg der Maximaltemperatur auf 1.455 °C die Leistung zuerst auf 4,34 kW reduziert und schließlich ganz ausgeschaltet wurde.

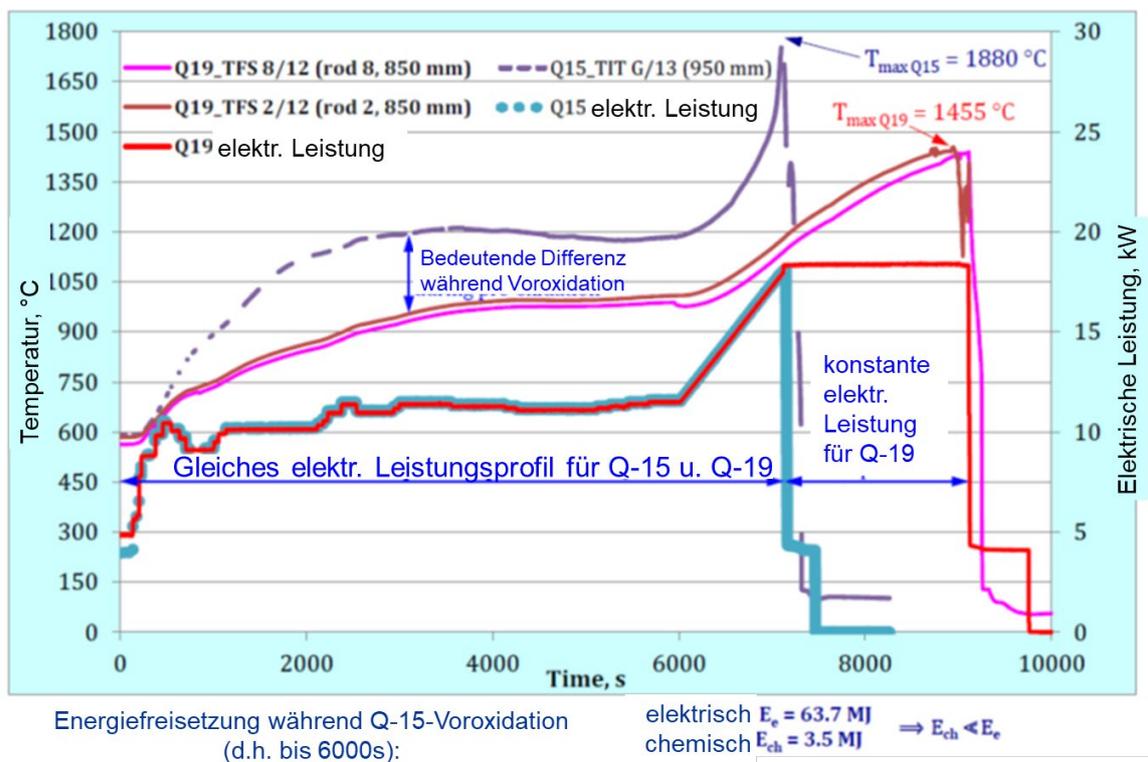
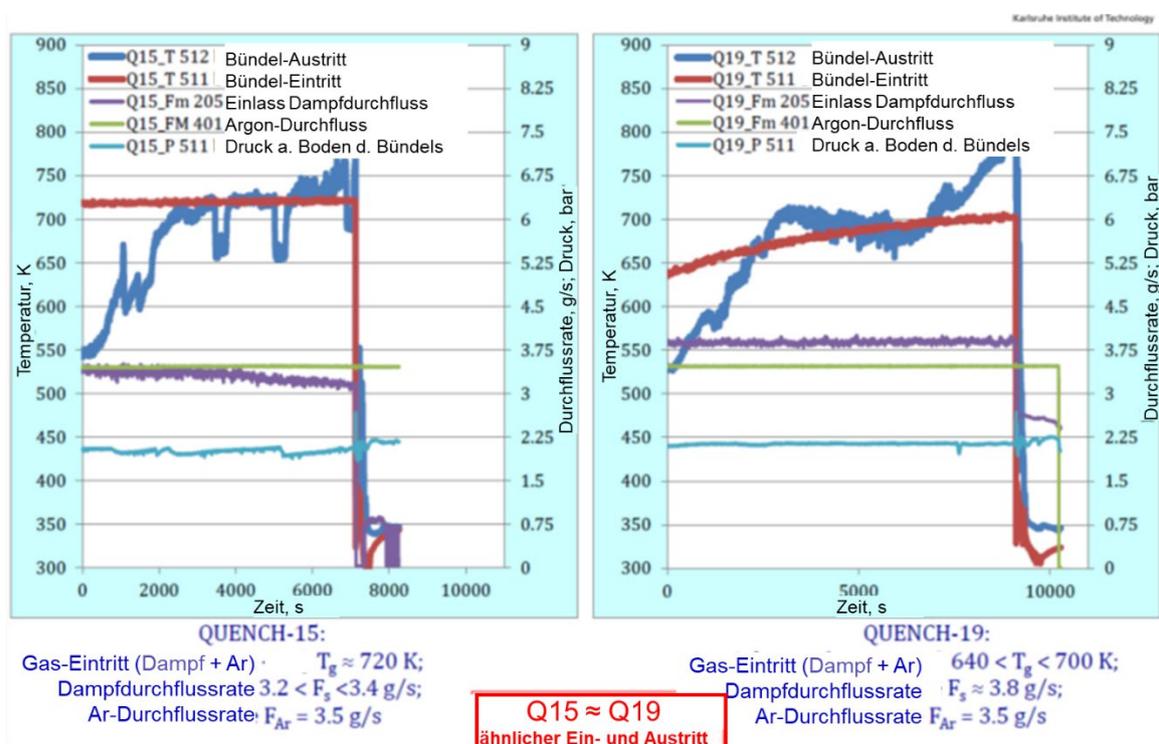


Abb. 5.33 Verlauf des QUENCH-19-Tests /STU 18b/

Im Hinblick auf die Einspeisemassenströme von Dampf und Argon zeigt der Vergleich in Abb. 5.34, dass die Argoneinströmung mit 3,5 g/s identisch für beide Versuche war, sich aber die Einströmrates für Dampf bei QUENCH-19 etwas höher als bei QUENCH-15 ergab (3,8 g/s bzw. 3,2 – 3,4 g/s). Auch die Temperatur der einströmenden Dampf- und Argon-Mischung ist bei QUENCH-19 mit 640 °C zu Beginn des Versuchs um ca. 80 °C niedriger als im Vergleichstest. So liefert der Vergleich dieser zwar ähnlichen, aber nicht identischen Randbedingungen bereits einen ersten Hinweis auf einen möglichen Grund für die auftretende Differenz von 200 °C beim Plateau der Maximaltemperatur bereits während der Voroxidationsphase, bei der das unterschiedliche Oxidationsverhalten noch keinen großen Einfluss haben sollte.



**Abb. 5.34** Vergleich der Dampf- und Argon-Einströmrates für QUENCH-15 und QUENCH-19 /STU 18b/

Nachdem im aktuellen Versuch eine maximale Hüllrohrtemperatur von 1.455 °C erreicht war, wurde bei ~ 9.100 s gleichzeitig mit der Reduktion der elektrischen Leistung die Wassereinströmung begonnen. Während auf der Höhe der maximalen Bündeltemperatur (850 mm) keine Temperaturexkursion gemessen wurde, ist auf der Höhe 1.050 mm ein kurzzeitiger Anstieg bereits vor Beginn der Einspeisung im gemessenen Verlauf erkennbar, der jedoch die Schmelztemperatur von 1.500 °C nicht erreicht hat. Mit der Wassereinspeisung von 46 g/s wird das Bündel schnell abgekühlt.

Die integrale Wasserstoffproduktion während des Tests war 9,2 g im Vergleich mit 47,6 g für den Test QUENCH-15 mit einer wesentlich kürzeren Zeitdauer der hohen elektrischen Leistung. Während ein nur geringer Anteil von 0,3 g während der Voroxidationsphase freigesetzt wurde, zeigte sich eine starke Zunahme, nachdem die maximale Temperatur 1.400 °C überschritten hatte.

## 5.2.2 Modellierung mit ATHLET-CD

Für die Nachrechnung des Tests QUENCH-19 wurde ATHLET-CD in der Version 3.2 als Teil des Systemcodes AC<sup>2</sup> benutzt, wobei die Standard-Routinen für die Oxidation (ECORE und HECU) mit Testversionen ersetzt wurden, die die vorläufigen Modellannahmen für die FeCrAl-Oxidation enthalten.

### 5.2.2.1 Nodalisierung und Modellparameter

Der Datensatz für die Simulation von QUENCH-19 zweigt von einem für die Simulation von QUENCH-15 verwendeten Datensatz ab, wobei dieselbe Nodalisierung und dieselben Modelloptionen benutzt wurden.

Der Hauptströmungspfad wird von einem Einlass (INPIPE), dem Strömungskanal mit dem Bündel (BUNDLE) und dem Auslass (OFFPIPE) gebildet. Das Bündel (BUNDLE) ist über Querverbindungen (CROSSFLOW) mit dem Außenbereich des beheizten Stabbündels (BYPASS) verbunden, wobei für den Flächenanteil von BUNDLE und BYPASS wie bei früheren QUENCH-Simulationen 90 % und 10 % gewählt wurde. Die Länge des Testbündels ist in 20 axiale Zonen unterteilt, davon 10 im beheizten Bereich. Der überhitzte Dampf, Argon als Trägergas sowie in der letzten Periode des Versuchs auch das Quenchwasser strömen am unteren Ende der Teststrecke über das Rohr INPIPE ein. Der bei der Oxidation nicht verbrauchte Dampf, Argon und der bei der Zirkon-Reaktion erzeugte Wasserstoff werden am oberen Ende des Testbündels nach außen abgeführt (OFFPIPE). Einlass und Auslass sind von Wärmeleitstrukturen umgeben.

Das Stabbündel wird innerhalb des Moduls Ecore durch 3 konzentrische Ringe abgebildet. Ein innerer Ring berücksichtigt die 4 zentralen beheizten Brennstabsimulatoren (ROD1), der mittlere Ring enthält 8 beheizte Brennstabsimulatoren (ROD2) und 12 Stäbe im äußeren Ring (ROD3). Die 4 instrumentierten Eckstäbe A, C, E und G sind als HECU-Objekt RODA berücksichtigt, während das Objekt RODB die Eckstäbe B, D, F und H repräsentiert. Das Ziehen der Eckstäbe B und F vor Beginn der Leistungstransiente (5.953 s) bzw. vor Beginn der Quenchphase (8.838 s) wird nicht berücksichtigt, so dass die Eckstäbe bis zum Ende der Simulation zur Oxidation beitragen.

Der Strömungskanal (BUNDLE) ist von der wärmeleitenden Struktur SHROUD umgeben. Diese ist radial von innen nach außen aus den Materialien FeCrAl (Shroud), der Isolierung (ZrO<sub>2</sub>-Fiber) und der Innenwand des Cooling Jacket (Inconel) aufgebaut. Das Thermofluidobjekt JACKETTUBE verbindet die Wärmeleitstrukturen SHROUD und

OUTERWALL im Bereich bis zum oberen Ende der beheizten Zone. Die darüber liegende Anordnung der TFOs TOPJACIN – TOPJACTUBE – TOPJACOUT ist wassergekühlt (Fill TOPJACH2O). Entsprechend der Umschaltung der Argon-Einspeisung vor Beginn des Flutens zum Bündelkopf im Test wird auch in der Simulation die Argon-Strömung über Fill JACKETAR in das Objekt JACKETIN eingespeist.

Die 5 Abstandhalter (GRID1 bis 5) wurden ebenfalls als Wärmestrukturen berücksichtigt, wobei die HCOs GRID2 bis GRID5 aus FeCrAl bestehen und ebenfalls für die Oxidation mit Dampf einen Beitrag leisten.

Die außerhalb der beheizten Länge liegenden Abschnitte der Brennstabsimulatoren werden entsprechend den Informationen für die Heizstäbe im Versuch als Molybdän- und Kupfer-Elektroden angenommen.

Zusätzlich zum konvektiven Wärmeaustausch wird auch der Energieübertrag infolge Strahlung berücksichtigt. Dieser erfolgt sowohl von den Brennstäben an die benachbarte Struktur SHROUD als auch zwischen den Strukturen untereinander (SHROUD – OUTERWALL).

Ein wesentlicher Parameter ist der in ATHLET-CD verwendete Eingabewert des Heizleitermodells WHRES0, der den äußeren Widerstand definiert und damit die Leistungsverluste in den zu den Heizstäben führenden Leitungen beeinflusst. Um den Temperaturanstieg richtig zu berechnen, ist es erforderlich, den Wert eines Versuches zum anderen etwas anzupassen. Bei QUENCH-15 wurde hierfür der Wert 4 mΩ pro Stab verwendet, da dieser bei früheren Nachrechnungen zu guter Übereinstimmung der Aufheizrate geführt hatte. Für die Nachrechnung von QUENCH-19 musste dieser Wert auf 5 mΩ korrigiert werden (→ geringere Bündelleistung), um den Temperaturanstieg in der Anfangsphase richtig wiederzugeben.

### **5.2.2.2 Verwendete Stoffwerte für die Simulation**

Für den Eingabedatensatz der Rechnung wurden die Materialeigenschaften von Zr durch die Werte für FeCrAl ersetzt, die für die Legierung Kanthal APM mit der Zusammensetzung 69 % Fe, 21,6 % Cr, 4,9 % Al (+4,5 % weitere) von KIT gegeben waren /BAL 19b/. Unter der Annahme, dass bei der Oxidation nur Al zu  $\text{Al}_2\text{O}_3$  reagiert wurden die in Tab. 5.5 gelisteten Materialeigenschaften verwendet /BAL 19b/.

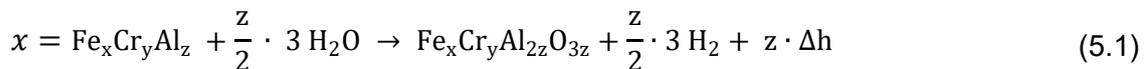
**Tab. 5.5** Verwendete Materialeigenschaften für FeCrAl und Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> /BAL 19b/

Materialeigenschaft	FeCrAl	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>
Dichte (kg/m <sup>3</sup> )	7,1·10 <sup>3</sup>	3,9·10 <sup>3</sup>
Wärmeleitfähigkeit (W/(mK))	11 (323 K) → 35 (1673 K)	35
Wärmekapazität (J/(kgK))	460 (293 K) → 800 (1673 K)	880

### 5.2.2.3 FeCrAl-Oxidationsmodell

Im Oxidationsmodell von AC<sup>2</sup> wurde die Reaktion von Zr durch die von FeCrAl ersetzt. Die Oxidation der Hüllrohre der Brennstabsimulatoren wird im ECORE-Modul von ATHLET-CD (betroffene Routinen: eocemp, eocrat) behandelt; die Reaktion der Eckstäbe, der Abstandshalter sowie des Shroud ist im HECU-Modell von ATHLET (Routinen hcoxem, hoxrat) enthalten.

Entsprechend der chemischen Reaktion



wird mit einer Energiefreisetzung von  $\Delta h = 9,3 \cdot 10^5 \text{ J/mol} = 9,32 \cdot 10^6 \text{ J/kg}_{\text{FeCrAl}}$  (molare Masse  $M_{\text{FeCrAl}} = 99,8 \cdot 10^{-3} \text{ kg/mol}$ ) Wärme sowie Wasserstoff erzeugt. Entsprechend der Zusammensetzung von FeCrAl mit den molaren Anteilen von  $x = 1,307$ ,  $y = 0,404$  und  $z = 0,215$  /BAL 19b/ wird die Menge der Wasserstofferzeugung berechnet. Aus der Masse des resultierenden Oxids Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> (molare Masse  $M_{\text{Al}_2\text{O}_3} = 102,0 \cdot 10^{-3} \text{ kg/mol}$ ) ergibt sich die Oxidschichtdicke mit der hierfür gegebenen Dichte und der Geometrie des Hüllrohres.

Die Kinetik der Oxidation wird als parabolisch betrachtet, abgeleitet von der analytischen Lösung der Diffusionsgleichung, und wird in der gleichen Weise wie die Oxidation von Zr behandelt:

$$dW^2 = K \cdot dt \rightarrow dW / dt = K / 2W \quad (5.2)$$

mit  $W = m_{\text{ox}} / \text{Oberfläche}$  in kg/m<sup>2</sup>,  $K = \text{Reaktionsrate}$  in kg<sup>2</sup>/m<sup>4</sup>s,  $t = \text{Zeit}$  in s.

Die Reaktionsrate  $K$  ist eine Arrheniusgleichung in der Form  $K = A \cdot e^{-B/RT} \cdot g(p_s)$  mit  $R = 8,314 \text{ J}/(\text{mol} \cdot \text{K})$  (Gaskonstante),  $T = \text{Hüllrohrtemperatur in K}$ ,  $g(p_s) = \text{Reduktionsfaktor, um Dampfangel zu berücksichtigen } (0 \leq g(p_s) \leq 1)$  und die Ratenkonstanten  $A$ ,  $B$ . Für die Legierung KANTHAL APMT wurden diese Werte von KIT wie folgt gegeben:  $A = 3,1 \text{ kg}^2/\text{m}^4\text{s}$ ,  $B = 2,78519 \cdot 10^5 \text{ J}/\text{mol}$  /BAL 19b/.

Zusätzlich zu diesen Werten wurde eine zweite Rate mit einem Multiplikationsfaktor von 300 benutzt, die aus /NEA 18/ abgeleitet wurde.

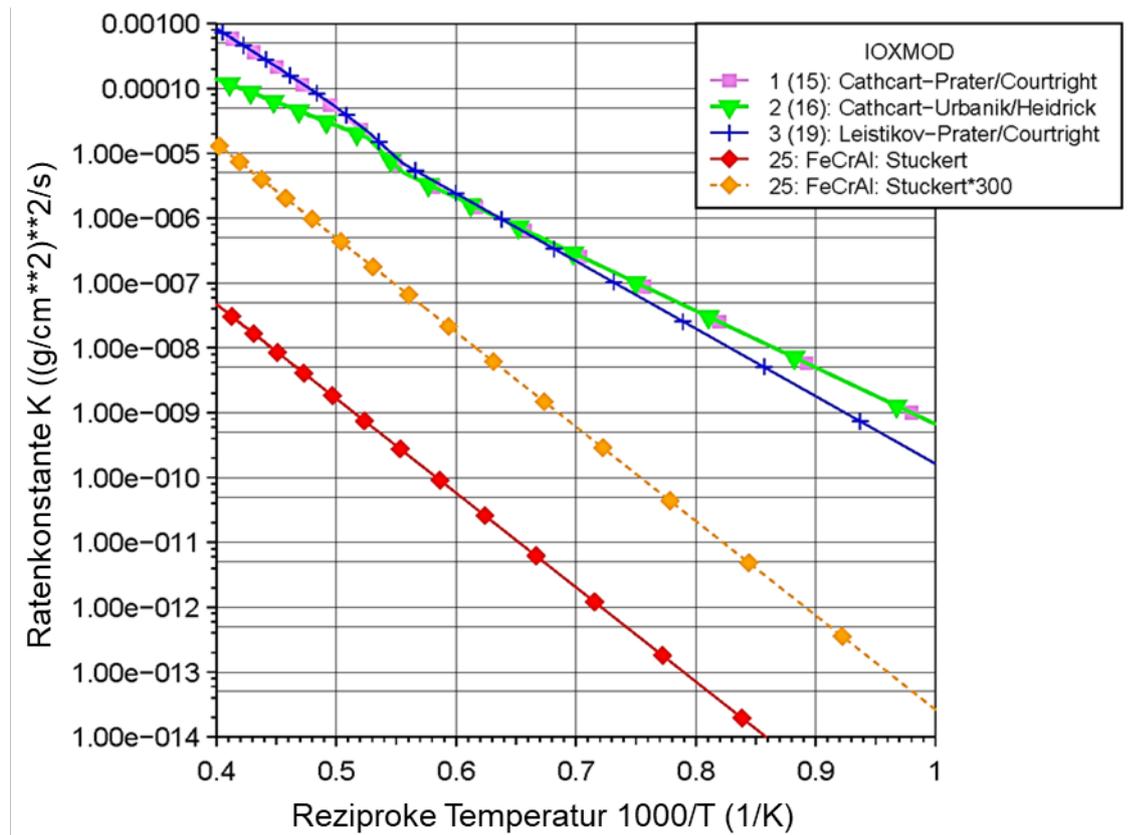
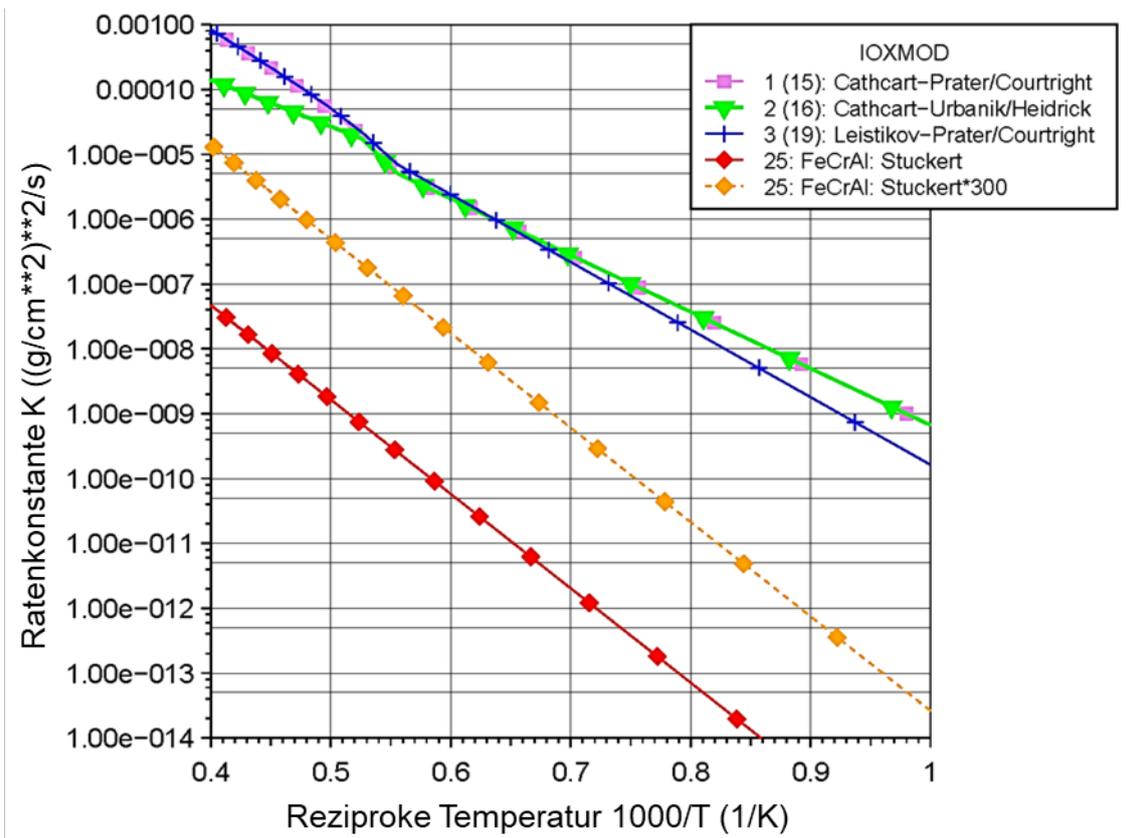


Abb. 5.35 vergleicht die resultierenden Oxidationsraten mit den Standardoptionen von  $AC^2$  für die Reaktion von Zr.



**Abb. 5.35** Vergleich der Oxidationsraten von Zr und FeCrAl

### 5.2.3 Ergebnisse der Nachrechnung von QUENCH-19

Nach der Übermittlung der Messdaten wurden die tatsächlichen Anfangs- und Randbedingungen in den für die Vorausrechnung verwendeten Datensatz eingearbeitet und die „Post-test“-Simulation des Experiments begonnen. Die vorliegende Nachrechnung wurde mit der aktuellen Version von AC<sup>2</sup> (ATHLET-CD Version 3.2) durchgeführt.

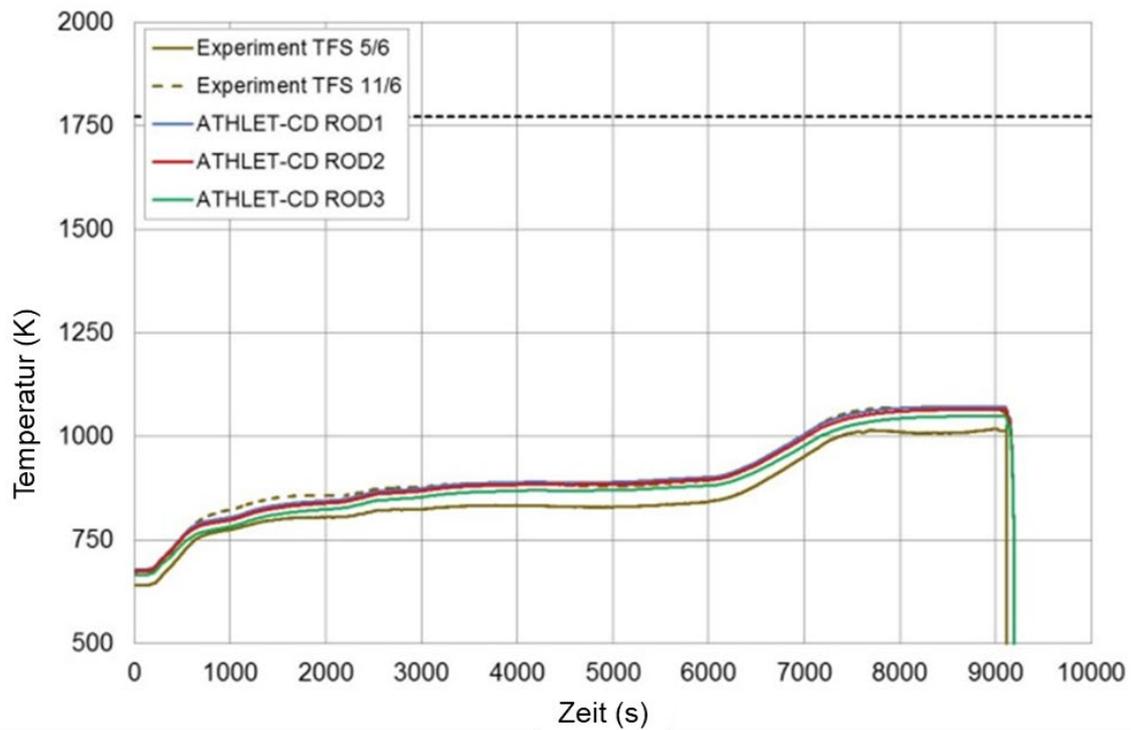
Die Rechnung wurde zum Zeitpunkt -8.000 s begonnen, um das System mit den vorgegebenen Bedingungen zu stabilisieren und das Stabbündel mit der Ausgangsleistung von 4,85 kW vorzuheizen. Der Zeitpunkt 0 s in der Simulation entspricht dem Beginn der Messdatenaufzeichnung und damit auch dem Zeitpunkt 0 s im Versuch.

Die Simulation wurde bis zu einer Problemzeit von 12.000 s durchgeführt. Die erforderliche CPU-Zeit für die Nachrechnung beträgt 472 s (mit Vorlaufrechnung) auf dem GRS-Cluster *manni*. Der mittlere Zeitschritt für die Rechnung ab 0 s mit 21.865 Zeitschritten inklusive der Quenchphase liegt bei 0.55 s.

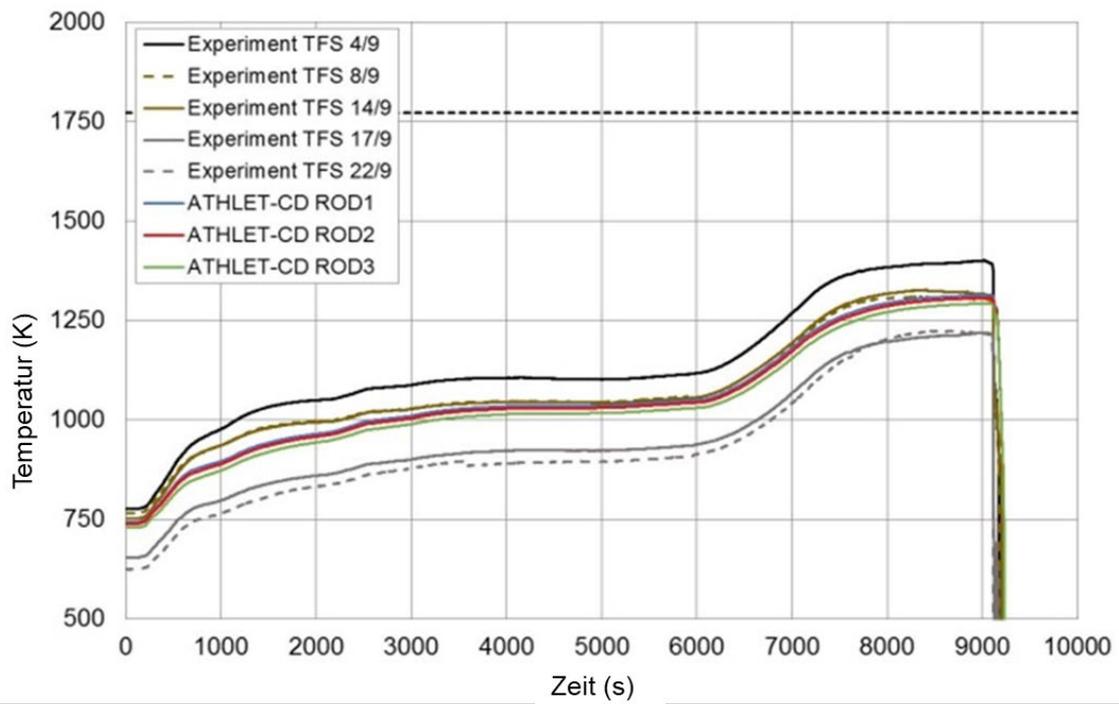
### 5.2.3.1 Temperaturverläufe

Die hier gezeigten Ergebnisse der Nachrechnung von QUENCH-19 sind /HOL 18a/ entnommen.

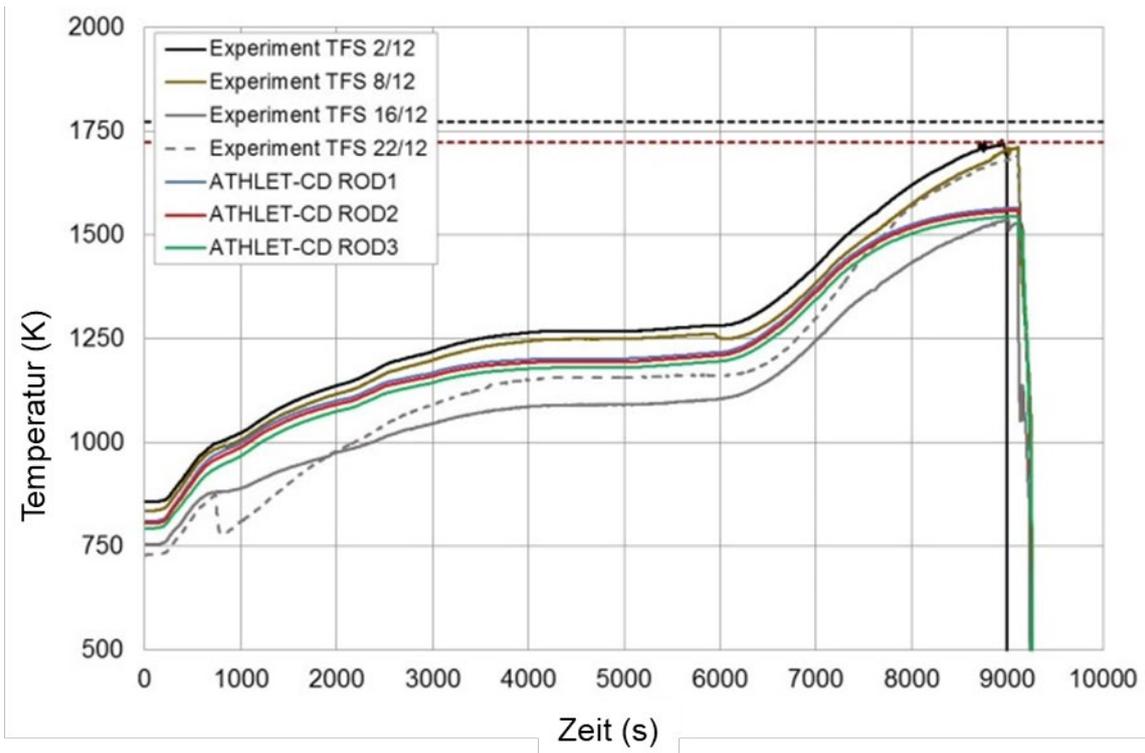
Die Abb. 5.36 bis Abb. 5.41 zeigen die berechneten und gemessenen Hüllrohrtemperaturen auf den Ebenen 250 mm, 550 mm, 850 mm, 950 mm, 1.050 mm und 1.350 mm, wobei bei 0 mm die beheizte Länge beginnt. Die Temperaturen für den inneren Ring (ROD1: blau), den mittleren Bereich (ROD2: rot) und den äußeren Ring von Stäben (ROD3: grün) werden innerhalb der beheizten Länge im Vergleich mit Messdaten (schwarz, oliv, grau) zufriedenstellend vom Programm reproduziert. Für die Position bei 1.350 mm Höhe werden die Hüllrohrtemperaturen überschätzt im Vergleich mit dem Experiment. Die maximale Hüllrohrtemperatur von 1.455 °C (1.728 K) im Experiment in einer Höhe von 850 mm wird in guter Übereinstimmung mit 1.412 °C (1.685 K) in 950 mm Höhe berechnet. Wie im Versuch gibt es auch in der Simulation keine Temperaturexkursion auf den Ebenen der Maximaltemperaturen (bei den Messdaten ist ein kurzer Peak auf der Höhe 1.050 mm kurz vor dem Quenchbeginn festzustellen). Nach dem Start des Quenchens tritt wie im Test kein weiterer Temperaturanstieg auf. Die Schmelztemperatur von FeCrAl (1.773 K) wird weder im Versuch noch in der Rechnung erreicht (horizontale gestrichelte schwarze Linie), aber die Aufnahmen des Bündels nach der Entfernung des Shroud zeigen die Beschädigung von Hüllrohren in Bündelhöhen zwischen 850 und 1.050 mm. Es wird angenommen, dass die Ursache hierfür in einer Wechselwirkung mit schmelzenden Thermoelementen liegt bzw. ein Abplatzen von Bruchstücken nach mechanischem Versagen erfolgte (thermische Ausdehnung gefolgt von Schwund beim Quenchen) /STU 18b/.



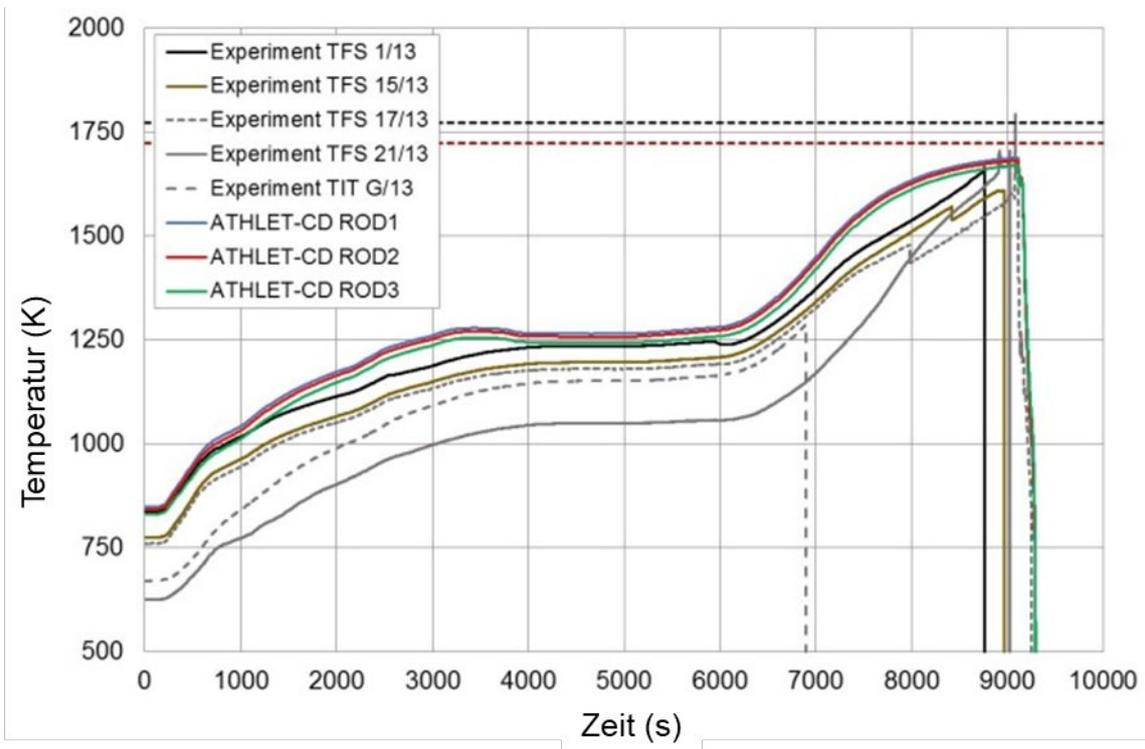
**Abb. 5.36** Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 250 mm Höhe /HOL 18a/



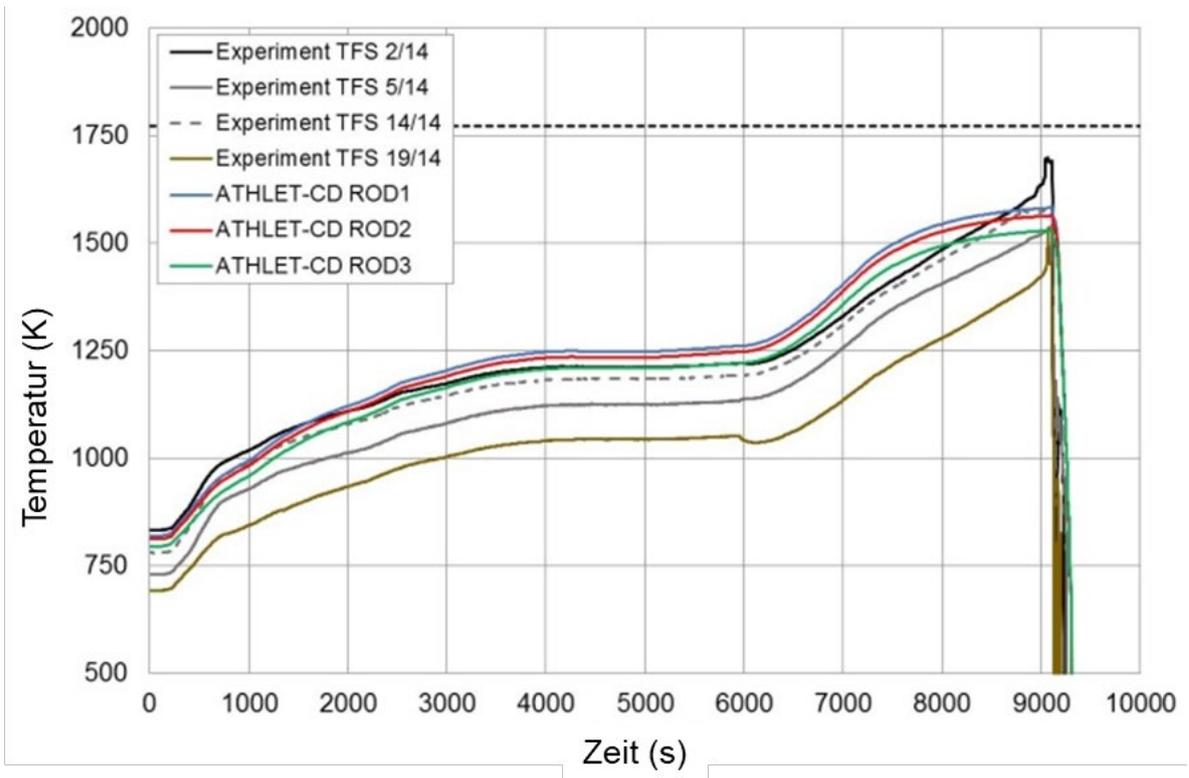
**Abb. 5.37** Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 550 mm Höhe /HOL 18a/



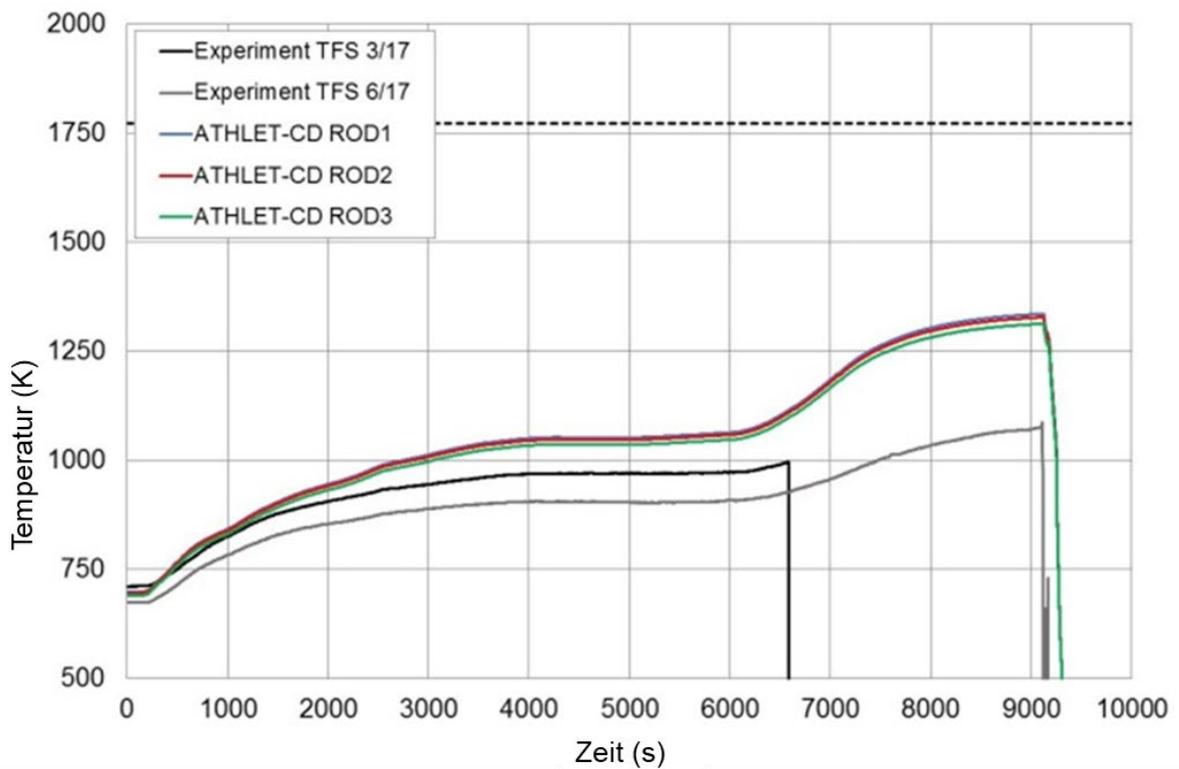
**Abb. 5.38** Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 850 mm Höhe /HOL 18a/



**Abb. 5.39** Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 950 mm Höhe /HOL 18a/



**Abb. 5.40** Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 1.050 mm Höhe /HOL 18a/



**Abb. 5.41** Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 1.350 mm Höhe /HOL 18a/

Zusätzlich zeigt der Vergleich, dass bei den Messdaten ein relativ hoher radialer Gradient mit einer Differenz bis ca. 200 °C zwischen den inneren und den äußeren Temperaturen auftritt, während die Simulation ein flaches radiales Profil mit einer Differenz von maximal 50 °C ergibt, ähnlich wie es auch bei QUENCH-15 zu beobachten war.

### 5.2.3.2 Wasserstoffproduktion

Der Vergleich der Wasserstoff-Erzeugungsrate (Abb. 5.42) und der integral erzeugten Wasserstoffmasse (Abb. 5.43) zeigt eine starke Unterschätzung der Oxidation in der Simulation, insbesondere bei Verwendung der von KIT bereitgestellten Reaktionsrate (vgl. /BAL 19b/), aber auch mit der erhöhten Rate (Faktor 300) aus /NEA 18/ mit 0,008 g bzw. 0,35 g im Vergleich mit 9,2 g im Versuch. Die Wasserstoffproduktion im Experiment war vergleichsweise niedrig bis zu dem Zeitpunkt, an dem die Maximaltemperatur eine Höhe von ca. 1.400 °C erreichte. Ab diesem Moment ist im Test eine starke Zunahme zu beobachten, deren Grund das Schmelzen der Stahlhüllen der Thermoelemente sein könnte /STU 18b/. Dieser Effekt ist in der Nachrechnung nicht berücksichtigt.

Unabhängig davon ist es notwendig, das Oxidationsmodell für FeCrAl zu verbessern und neuen Erkenntnissen anzupassen.

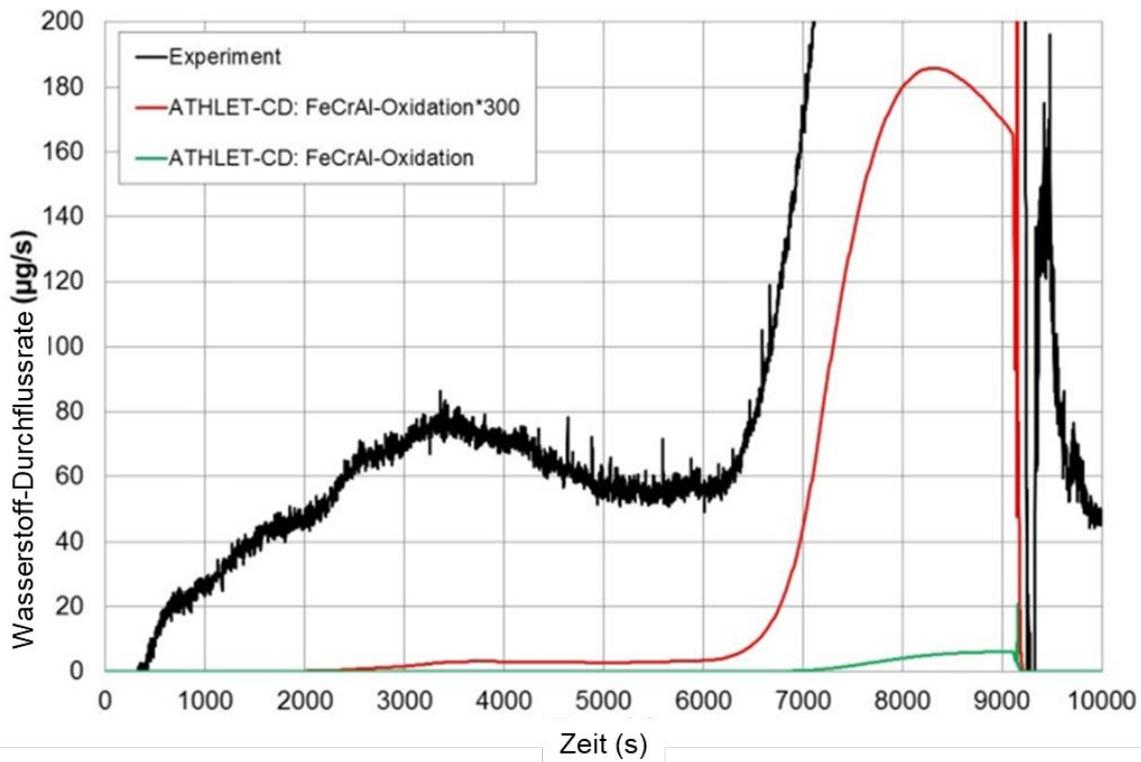
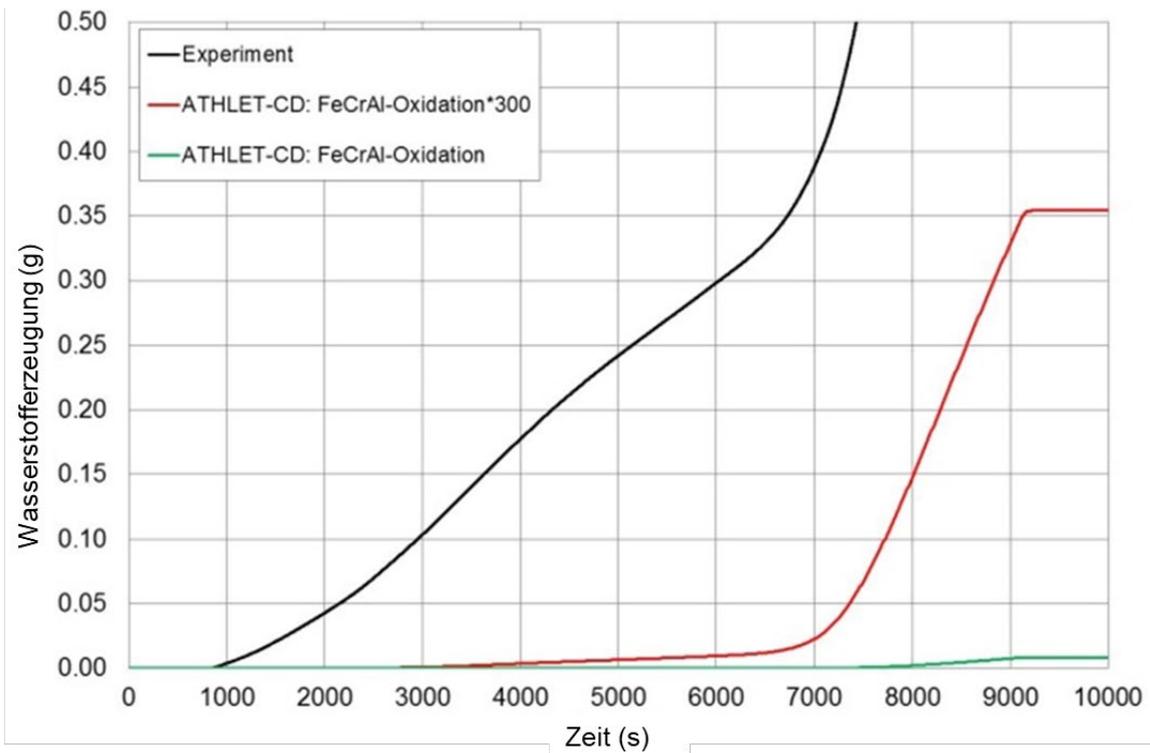


Abb. 5.42 Vergleich der Wasserstoff-Erzeugungsrate /HOL 18a/



**Abb. 5.43** Vergleich der integralen Wasserstoff-Erzeugung /HOL 18a/

### 5.2.3.3 Untersuchung der Unterschiede zu QUENCH-15

Vergleicht man die Temperaturen mit den in QUENCH-15 gemessenen Werten im Zeitbereich des Plateaus während der Voroxidation, also in einer Phase, in der sich die Unterschiede im Oxidationsverhalten noch kaum auswirken, so ist festzustellen, dass die Hüllrohrtemperaturen für QUENCH-19 bei gleichem Leistungsverlauf und ähnlichen Anfangs- und Randbedingungen um bis zu 200 °C niedriger sind. Außerdem ist im Test 19 das gemessene radiale Temperaturprofil mit Temperaturunterschieden von bis zu 200 °C zwischen inneren und äußeren Stäben erheblich höher als im Referenztest. Die Ursache für diesen Unterschied konnte von den Experimentatoren bisher nicht geklärt werden /STU 18b/ und wurde auf deren Anfrage hin näher untersucht /BAL 19b/.

Mit weiteren Simulationen des Tests QUENCH-19 wurden folgende Einflüsse ermittelt:

1. Einfluss der weitgehend gleichen, jedoch im Hinblick auf Dampfmassenstrom sowie Dampf- und Argontemperatur etwas unterschiedlichen Randbedingungen.
2. Einfluss der unterschiedlichen Stabgeometrie.
3. Einfluss der Wärmeleitung der Isolierung.
4. Einfluss des Wärmeübergangskoeffizienten des Spalts zwischen Pellet und Hüllrohr.

In Tab. 5.6 sind die geänderten Bedingungen der durchgeführten Simulationen und deren Resultate gelistet.

**Tab. 5.6** Geänderte Randbedingungen für QUENCH-19 gegenüber QUENCH-15

Simulation	Geänderte Annahmen	Einfluss auf die Temperaturen (t=6000 s)
1	Dampfmassenstrom 3,3 g/s (=QU-15) statt 3,8 g/s Dampf-/Argon-Temperatur 720 K (=QU-15) statt 635 K	Temperaturerhöhung 90°K: $T_{\max} = 1.280 \text{ K} \rightarrow 1.370 \text{ K}$ (kein Einfluss auf radiale Verteilung)
2	Außendurchmesser Pellet: 8,2 mm (=QU-15) statt 8,58 mm; Hüllrohrdicke 572 mm (=QU-15) statt 381 mm	Temperaturerhöhung 30°K: $T_{\max} = 1.280 \text{ K} \rightarrow 1.310 \text{ K}$ (kein Einfluss auf radiale Verteilung)
3	Wärmeleitung der Isolierung um den Faktor 10 erhöht (WLFAZRPO = 1,1 statt 0,11 W/mK bei 800 K (Annahme: feuchte Isolierung im Versuch))	Temperatursenkung 93 K: $T_{\max} = 1.280 \text{ K} \rightarrow 1.187 \text{ K}$ ; radiale Verteilung: $\Delta T(\text{rod} - \text{shroud}) = 60 \text{ K} \rightarrow 190 \text{ K}$
4	$HTC_{\text{gap}}$ wird in Abhängigkeit von der Verformung berechnet (IWUEZ = 1 statt 0 mit $HTC_{\text{gap}} = \text{konst.} = 500 \text{ W/m}^2\text{K}$ ),	Temperatursenkung 4 K: $T_{\max} = 1.280 \text{ K} \rightarrow 1.276 \text{ K}$ ; → Einfluss gering

Zusammenfassend konnte festgestellt werden, dass die Unterschiede zwischen QUENCH-15 und 19 im thermischen Verhalten bereits während der Voroxidationsphase weitgehend dadurch zu erklären sind, dass im Versuch vermutlich durch Eindringen von Dampf in die Isolierung eine Erhöhung der Wärmeleitung der Isolierschicht eingetreten ist. Die niedrigeren Temperaturen während des Temperaturplateaus in der Voroxi-

dationsperiode und auch die stark erhöhten radialen Gradienten beim Versuch QUENCH-19 lassen sich mit der Annahme einer stark erhöhten Wärmeleitung in der Isolierung simulieren. Einen nicht zu vernachlässigenden Einfluss haben jedoch auch die aufgetretenen Unterschiede in den Randbedingungen beider Tests und die unterschiedliche Stabgeometrie; mit den entsprechenden Änderungen in Richtung des QUENCH-15-Versuchs und mit der Annahme, dass sich die Einflüsse addieren, führt dies zu  $\sim 120$  °C höheren Temperaturen, hat aber keinen Einfluss auf den radialen Temperaturgradienten.

#### **5.2.4 Zusammenfassende Bewertung**

Nach der Implementierung zweier Ansätze für die Oxidationskinetik von FeCrAl mit der Annahme, dass nur die Aluminium-Komponente reagiert und keine weiteren Oxide erzeugt werden, wurde der Versuch QUENCH-19 mit ATHLET-CD simuliert. Hierbei wurden bis auf die aus dem Datenfile entnommenen, realen Randbedingungen des Tests und die ausgetauschten Materialeigenschaften für FeCrAl anstelle von Zr und das einzige berücksichtigte Oxidationsprodukt  $\text{Al}_2\text{O}_3$  anstelle von  $\text{ZrO}_2$  dieselben Modellannahmen und Optionen benutzt wie im Referenzfall QUENCH-15.

Die Nachrechnung zeigt, dass ATHLET-CD das thermische Verhalten des Experiments innerhalb der beheizten Länge in guter Übereinstimmung mit den gemessenen Werten abbildet; am oberen Stabende werden die Temperaturen im Rahmen der Abweichung des radialen Profils zwischen inneren und äußeren Stäben überschätzt. Im Unterschied zu Test QUENCH-15 tritt bei den Messdaten ein Temperaturunterschied bis 200 °C zwischen den Hüllrohrtemperaturen der inneren und äußeren Stäbe auf, während sich in der Rechnung entsprechend der Simulation und den Daten von QUENCH-15 nur eine radiale Differenz von ca. 60 °C ergibt. Das unterschiedliche Oxidationsverhalten führt anders als bei QUENCH-15 weder im Versuch noch in der Rechnung zu einer Temperaturexkursion; die Temperaturabsenkung beginnt unmittelbar nach dem Start der Wassereinspeisung. Die für den Test angegebene Maximaltemperatur von 1.455 °C wird mit einer geringen Unterschätzung von  $\sim 40$  °C mit guter Übereinstimmung erreicht.

Der Vergleich der Wasserstoffproduktion von insgesamt 9 g aus den Versuchsdaten und weniger als 1 g für beide Modellansätze der FeCrAl-Oxidation zeigt, dass das bisherige Oxidationsmodell nicht alle Effekte berücksichtigt, die zur Wasserstoffproduktion im Test beitragen. Für eine genauere Bewertung und Schlussfolgerungen für die noch fehlenden Reaktionen ist es notwendig, die endgültigen Ergebnisse der Bündelüberprüfung zu

kennen und zu wissen, welche Komponenten zum Gesamtwert beitragen und welche Nebeneffekte (Schmelzen der Thermoelementhüllen) evtl. das Ergebnis beeinflusst haben. Das vorliegende Ergebnis für die Nachrechnung von QUENCH-19 mit dem vorläufigen Oxidationsmodell für FeCrAl ist ein erster Ansatz, neue Materialien wie FeCrAl mit ATHLET-CD zu berücksichtigen und weist darauf hin, dass auch die Modellierung weiterer ATF-Legierungen ohne hohen Aufwand möglich ist. Es zeigt sich hierbei aber auch, dass neue theoretische Erkenntnisse erforderlich sind, um die Modellierung weiterhin zu verbessern.

### **5.3 Analytische Begleitung des Versuchs QUENCH-20**

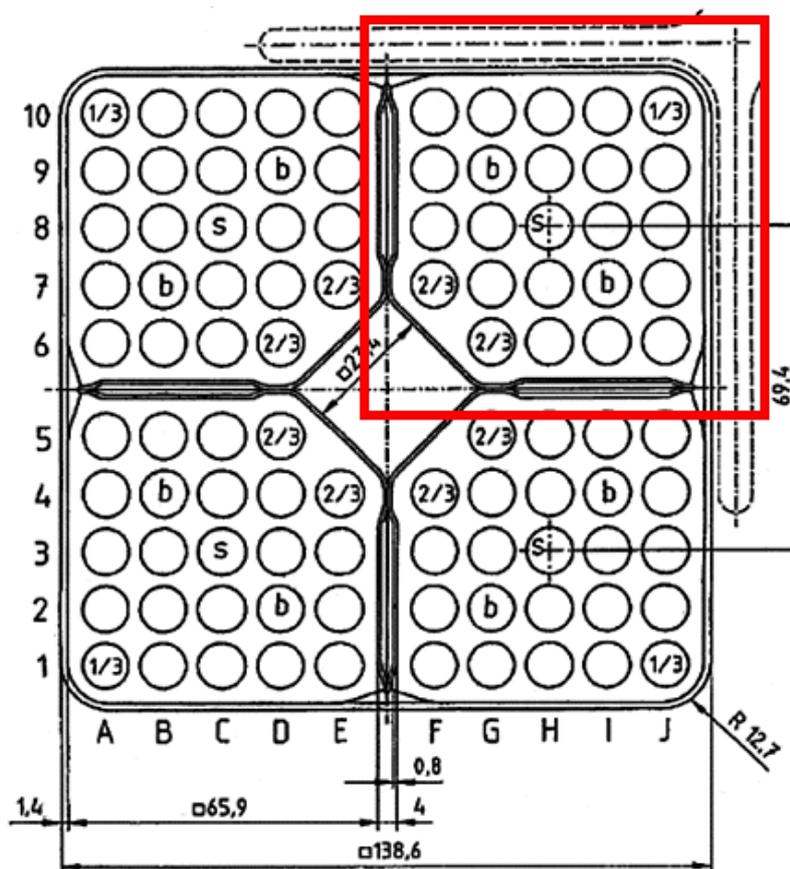
Bereits in den Jahren 1988 bis 1993 wurden beim Karlsruher Institut für Technologie (KIT) mit den CORA-Versuchen 16, 17, 18, 28, 31 und 33 Experimente durchgeführt, die das Verhalten von Borkarbid-Absorbern in Siedewasserreaktor-typischen Brennelementanordnungen untersuchten. Hierbei zeigte sich, dass das frühe Schmelzen des Stahl-Absorberkastens und die folgende Wechselwirkung zwischen Stahl und Borkarbid zu einer frühzeitigen Umverlagerung von Absorberschmelze führt, wobei es zu einer Bildung von Blockaden im unteren Bündelbereich kommt /HAG 94b/, /SEP 09/. Eine quantitative Erfassung der Borkarbidoxidation war jedoch bei diesen Versuchen nicht möglich, da die Menge der hierbei gebildeten Gase ( $\text{CO}$ ,  $\text{CO}_2$ ,  $\text{CH}_4$ ) messtechnisch nicht erfasst wurde.

Der in der QUENCH-Testanlage beim Karlsruher Institut für Technologie (KIT) geplante 20. Versuch hat das Ziel, die Bündelzerstörung in einer für Siedewasserreaktoren (SWR) typischen Bündelanordnung mit der Abbildung eines  $\frac{1}{4}$ -Brennelements zu ermitteln, wobei die Messung der bei der  $\text{B}_4\text{C}$ -Oxidation gebildeten Gase vorgesehen ist. Die in einer SWR-Anordnung vorhandenen Kanisterwände aus Zirkon und die mit Borkarbid gefüllten Absorberblätter bewirken durch die exotherme Dampfreaktion bei hohen Temperaturen einen zusätzlichen Energieeintrag, deren Einfluss mit diesem Experiment auch quantitativ untersucht werden soll.

### 5.3.1 Versuchsplanung

#### 5.3.1.1 BWR-Konfiguration der QUENCH-Versuchsanlage

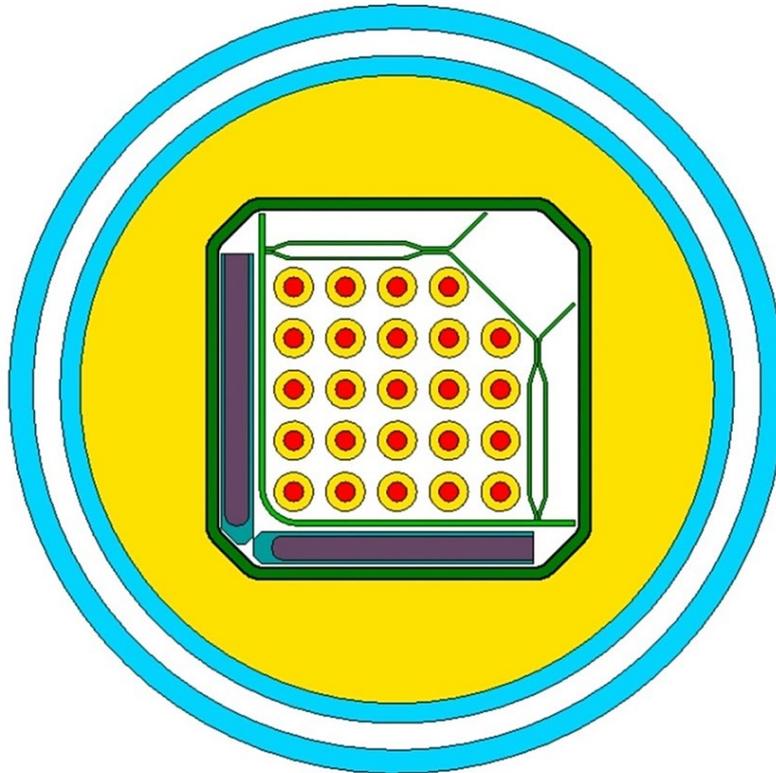
Abb. 5.44 zeigt ein SWR-Brennelement westlicher Bauart (Westinghouse) sowie die schematische Darstellung des gesamten Stabbündels eines SWR und den für den geplanten QUENCH-Versuch verwendeten Teil, der  $\frac{1}{4}$  des gesamten Bündels abbildet /HOL 18b/. Das außerhalb der Kanisterwand anliegende 4-flügelige Absorberkreuz mit den horizontal darin angebrachten Borkarbidstäben ist in diesem Ausschnitt mit 2 nicht ganz vollständigen Flügeln berücksichtigt.



**Abb. 5.44** Abbildung eines  $\frac{1}{4}$ -Brennelements des SWR in der QUENCH-Versuchsanlage /HOL 18b/

Das elektrisch beheizte Stabbündel besteht, wie in Abb. 5.45 im Querschnitt dargestellt, aus 24 beheizten Brennstabsimulatoren mit Zirkaloy-2-Hüllrohren und 1 Eckstab aus Zirkaloy-4. Die beheizten Stäbe enthalten einen Wolfram-Heizstab von 5,25 mm Durchmesser in der Stabmitte, umgeben von ringförmigen  $ZrO_2$ -Pellets, um so den  $UO_2$ -Brennstoff zu simulieren. Das Stabbündel ist, wie aus der Abbildung zu ersehen, von

einer Kanisterwand (channel box) aus ZIRLO umgeben. Zwischen der Kanisterwand und dem quadratischen, an den Ecken abgeschragten Shroud liegen an 2 Seiten die mit Bor-  
karbid gefüllten Absorberblätter. Das Bündel wird von Abstandshaltern in Position gehalten. Abb. 5.46 zeigt die einzelnen, bereits vorhandenen Bestandteile für den Test, woraus insbesondere die Anordnung der Bor-  
karbidstäbe im Absorberblatt zu ersehen ist.



**Abb. 5.45** Querschnitt des Testbündels für QUENCH-20 /HOL 18b/



**Abb. 5.46** Bestandteile des Testbündels für QUENCH-20 /HOL 18b/

Wie bei den bisherigen QUENCH-Versuchen ist das Bündel von einer  $ZrO_2$ -Isolierung und einem doppelwandigen Inconel-Kühlrohr (Cooling Jacket) umgeben, wobei der dazwischenliegende Ringraum mit Argon gefüllt ist. Oberhalb der beheizten Länge wird das „Cooling Jacket“ mit Wasser gekühlt, um zu hohe Temperaturen am Bündelkopf zu vermeiden.

### 5.3.1.2 Geplanter Versuchsablauf

In Abb. 5.47 ist der ursprünglich geplante und vorgeschlagene Verlauf des QUENCH-20-Experiments dargestellt /HOL 18b/. Die Randbedingungen für die elektrische Leistung und die Einspeisemassenströme für Dampf und Argon orientieren sich am Test QUENCH-15, bei dem die stufenweise Zunahme der elektrischen Bündelleistung von 4 kW (Beginn der Datenaufzeichnung) bis zu einem Maximalwert von 11 kW für die Voroxidationsphase und die lineare Zunahme bis zu 18 kW für die transiente Phase betrug. Hierbei wird angestrebt, dass die Maximaltemperaturen während der Voroxidationsphase bei ca.  $1.150\text{ }^{\circ}\text{C}$  ( $1.423\text{ K}$ ) liegen und die Oxidschichtdicken zu Beginn der Transiente  $\sim 150\text{ }\mu\text{m}$  nicht überschreiten.

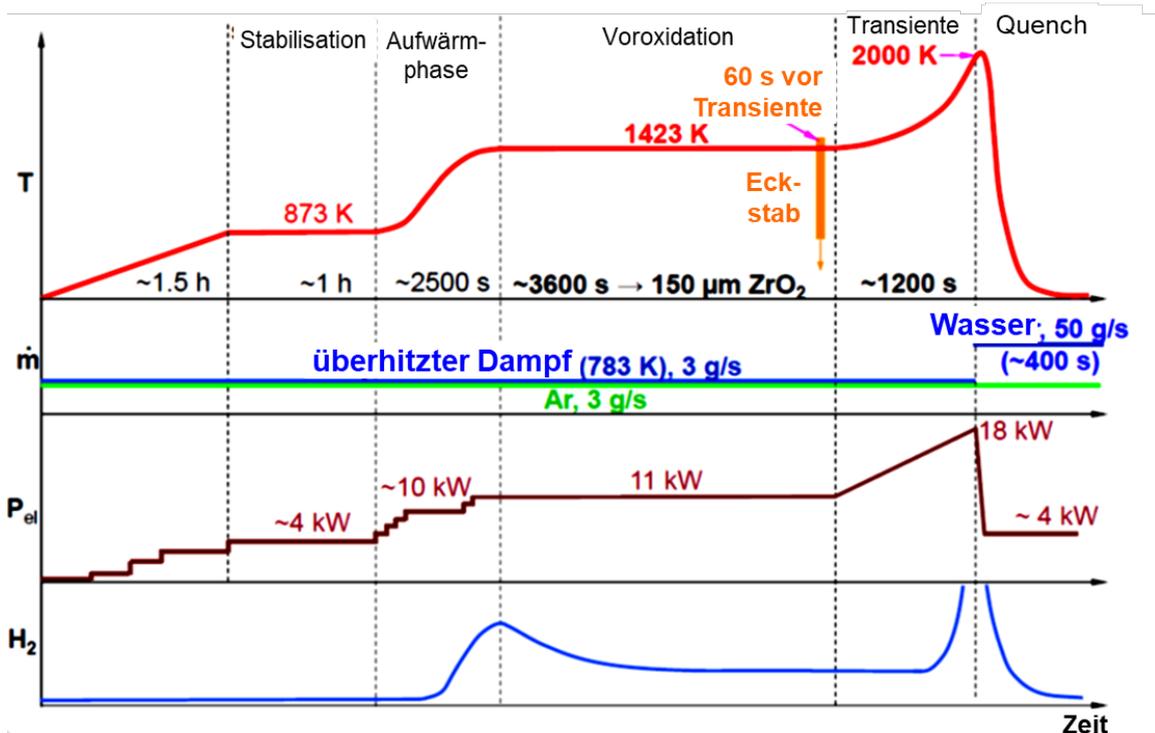


Abb. 5.47 Szenario für den QUENCH-20-Test /HOL 18b/

Für die Einspeisung von Dampf und Argon ist ein Massenstrom von jeweils 3 g/s vorgesehen. Nach Erreichen der Maximaltemperatur von  $\sim 1.730\text{ }^{\circ}\text{C}$  (2.000 K) zum Ende der Transienten soll gleichzeitig mit der Leistungsreduzierung auf  $\sim 4\text{ kW}$  die Quenchphase mit einer Wassereinspeisung von 50 g/s begonnen werden.

### 5.3.2 Modellierung mit dem Programm ATHLET-CD

Für die Vorausrechnung des Tests QUENCH-20 wurde ATHLET-CD 3.2 benutzt. Die Version beinhaltet das ab ATHLET-CD 3.1B verfügbare Modell der Borkarbid-Oxidation nicht nur für DWR-Absorberkomponenten, sondern auch für die SWR-Absorberblattkonfiguration. Anhand der künftigen Nachrechnung von QUENCH-20 kann das Modell erstmals nicht nur qualitativ (CORA-Tests), sondern auch quantitativ überprüft werden /BAL 19c/.

#### 5.3.2.1 Nodalisierung und Anpassung des Datensatzes an die SWR-Geometrie

Der Datensatz für die Vorausrechnung von QUENCH-20 basiert auf einem für die Simulation von QUENCH-15 verwendeten Datensatz, wobei mit Ausnahme der

Bündelgeometrie dieselbe Nodalisierung der Anlage und dieselben Modelloptionen benutzt wurden /BAL 19c/.

Der Hauptströmungspfad wird von einem Einlass (INPIPE), dem Strömungskanal mit dem Bündel (BUNDLE) und dem Auslass (OFFPIPE) gebildet. Das Bündel (BUNDLE) ist über Querverbindungen (CROSSFLOW) mit dem Außenbereich des beheizten Stabbündels (BYPASS) verbunden, wobei die Fläche des Objekts BYPASS die im Bereich zwischen Kanister und Shroud liegende freie Fläche abdeckt. Die Länge des Testbündels ist in 17 axiale Zonen unterteilt, davon 10 im beheizten Bereich. Die Querverbindung zwischen BUNDLE und BYPASS öffnet sich nach dem Versagen der Kanisterwand. Der überhitzte Dampf, Argon als Trägergas sowie in der letzten Periode des Versuchs auch das Quenchwasser strömen am unteren Ende der Teststrecke über das Rohr INPIPE ein. Der bei der Oxidation nicht verbrauchte Dampf, Argon und der bei der Zirkon-Reaktion erzeugte Wasserstoff werden am oberen Ende des Testbündels nach außen abgeführt (OFFPIPE). Einlass und Auslass sind von Wärmeleitstrukturen umgeben.

Das Stabbündel wird innerhalb des Moduls ECORE durch einen Bereich mit 24 beheizten Brennstabsimulatoren (ROD1) abgebildet. Die Geometriedaten der neuen Anordnung (z. B. freie Strömungsflächen, hydraulische Durchmesser) wurden entsprechend den Informationen der Experimentatoren berechnet und in den Datensatz eingefügt. Der einzelne Eckstab ist als HECU-Objekt RODA berücksichtigt. Das Ziehen des Eckstabs wird nicht berücksichtigt, so dass er bis zum Ende der Simulation zur Oxidation beiträgt.

Die 5 Abstandhalter (GRID1 bis 5) wurden ebenfalls als Wärmestrukturen berücksichtigt, wobei die HCOs GRID2 bis GRID5 aus Zirkon bestehen und ebenfalls für die Oxidation mit Dampf einen Beitrag leisten.

Die außerhalb der beheizten Länge liegenden Abschnitte der Brennstabsimulatoren werden, wie bei bisherigen Simulationen der QUENCH-Versuche, als Molybdän- und Kupfer-Elektroden angenommen.

Zusätzlich zum konvektiven Wärmeaustausch wird auch der Energieübertrag infolge Strahlung berücksichtigt. Dieser erfolgt im SWR-Modell von den Brennstäben an die Kanisterwände sowie an die Absorberblätter, aber auch an die benachbarte Struktur SHROUD als auch zwischen den Strukturen untereinander (SHROUD-OUTERWALL).

### 5.3.2.2 Modell der Absorber-Oxidation

Um den Einfluss der zusätzlichen Wärmeerzeugung und der Wasserstoffherzeugung aus der  $B_4C$ -Oxidation im Absorberblatt von SWR-Reaktoren simulieren zu können, wurde das bestehende, für DWR-Komponenten entwickelte Modell an die SWR-Modellierung von ATHLET-CD (Version 3.1B) gekoppelt. Hierzu waren aufgrund der unterschiedlichen Geometrie des SWR-Absorberblattes gegenüber einem  $B_4C$ -Kontrollstab im DWR Anpassungen notwendig, die die vorhandenen  $B_4C$ -Massen und die wechselwirkenden Oberflächen realistisch berücksichtigen.

Zur Überprüfung der erstellten Version wurden 3 CORA-Versuche mit SWR-Charakteristik (CORA-17, -28, -33) herangezogen und weiterhin ein Beispieldatensatz einer typischen deutschen SWR-Anlage (vgl. /BAL 17a/). Hierbei lag der Anstieg der  $H_2$ -Generierung bei der Simulation der SWR-Anlage durch die Berücksichtigung der  $B_4C$ -Oxidation bei 2 %. Dieser Wert liegt unterhalb der erwarteten Größenordnung; ein wirklich quantitativer Vergleich mit Experimentdaten hinsichtlich der Auswirkung der Absorberoxidation ist jedoch bisher nicht möglich, da bei den CORA-SWR-Versuchen keine Messung der Gaskomponenten  $CO$ ,  $CO_2$  und  $CH_4$  durchgeführt wurde /BAL 19c/.

Der Versuch QUENCH-20 soll diese auch quantitative Verifikation der Borkarbid-Oxidation für eine SWR-Konfiguration ermöglichen, da hierbei die Messung dieser Gase vorgesehen ist und nur so ein wirklich exakter Vergleich des Umfangs der  $B_4C$ -Reaktion für den Absorber möglich wird.

Das Modell und dessen bisherige Verifikation ist ausführlich in /BAL 18/ beschrieben.

### 5.3.2.3 Gewählte Optionen und Parametervariationen

Ein wesentlicher Parameter für die Rechnung ist der in ATHLET-CD verwendete Eingabewert des Heizleitermodells WHRES0, der den äußeren Widerstand definiert und damit die Leistungsverluste in den zu den Heizstäben führenden Leitungen beeinflusst. Wie bei der Nachrechnung des Versuchs QUENCH-15 wurde hierfür der Wert 4 m $\Omega$  pro Stab verwendet /BAL 19c/.

Die für die Absorberoxidation wichtigen Parameter des Eingabedatensatzes sind in Tab. 5.7 gelistet.

**Tab. 5.7** Wichtige Parameter für die Modellierung der SWR-Absorberoxidation  
/BAL 19c/

Parameter	Bedeutung	Wert
ABMB4C	Borkarbidmasse pro Längeneinheit für 1 Absorberblatt	0,56 kg/m
ABMFE	Stahlmasse pro Längeneinheit für 1 Absorberblatt	0,985 kg/m
ABSBRE	Breite eines Absorberblattes	67 mm
ICRB4C	Option für Auswahl der B <sub>4</sub> C-Oxidationskorrelation	7 (Rate abgeleitet aus Verdi-Box-Daten, Referenzfall); alternativ: 9 (Drath-Korrelation)
ICRB2O3	Option für Auswahl der B <sub>2</sub> O <sub>3</sub> -Reaktion (Oxidationsschritt 2)	2 (empfohlener Wert, Referenzfall) alternativ: 0 (2. Reaktionsschritt wird nicht berücksichtigt)
FAREA	Multiplikationsfaktor für die Oberfläche des B <sub>4</sub> C-Absorber-Elements	2 (empfohlener Wert für DWR-Absorberstab; Referenzfall) alternativ: 4 (größere Oberfläche wegen horizontaler B <sub>4</sub> C-Stäbe im Absorberblatt)
FRCO2 FRCO (FRCH4)	Molarer Massenanteil der CO <sub>2</sub> -Produktion Molarer Massenanteil der CO-Produktion (1.0 – FRCO <sub>2</sub> – FRCO)	0,453 (→ QUENCH-07) 0,525 (→ QUENCH-07) 0,022
FDENS	Dichtefaktor (Porosität) theor. Dichte v. B <sub>4</sub> C = 2500kg/m <sup>3</sup>	0,6746 (→ QUENCH-07)

### 5.3.3 Ergebnisse der Voraussrechnung von QUENCH-20

Die durchgeführten Voraussrechnungen wurden mit der aktuellen Version von AC<sup>2</sup> (ATHLET-CD Version 3.2) durchgeführt. Die gezeigten Ergebnisse beziehen sich auf den Referenzfall (ICRB4C = 7, ICRB2O3 = 2, FAREA = 2); die Ergebnisse der alternativen Simulationen werden nur hinsichtlich ihrer Abweichung vom Referenzfall erwähnt /BAL 19c/.

Die Rechnung wurde zum Zeitpunkt -9.000 s begonnen, um das System mit den vorgegebenen Bedingungen zu stabilisieren und das Stabbündel mit der Ausgangsleistung von 4,0 kW bzw. 3,5 kW vorzuheizen. Der Zeitpunkt 0 s in der Simulation entspricht dem Beginn des stufenförmigen Leistungsanstiegs nach dem Aufwärmen der Anlage auf ca. 600 °C (873 K) /BAL 19c/.

Die Simulation wurde bis zu einer Problemzeit von 8.000 s durchgeführt, wobei bereits nach 7.000 s alle Bündelpositionen abgekühlt waren.

### 5.3.3.1 Empfohlene Variation der Randbedingungen

Erste Simulationen mit dem von KIT vorgegebenen Leistungsprofil und den gegebenen Massenströmen von Dampf und Argon ergeben für die Vorheizperiode und die Voroxidationsphase höhere Temperaturen als die angestrebten Werte von 873 K bzw. 1.423 K. Um die Temperaturplateaus in der geplanten Höhe zu erhalten, wurde daher eine Reduzierung der Vorheizung von 4,0 auf 3,5 kW und für die Voroxidationsphase ein Maximalwert von 9,5 kW anstatt 11 kW empfohlen. Des Weiteren wird eine Verkürzung der Zeitspanne für die Voroxidation auf 2.500 s anstatt der von KIT gegebenen 3.600 s empfohlen, um die zu Beginn der Transiente angestrebte maximale Oxidschichtdicke von 150  $\mu\text{m}$  einzuhalten. Die Quenchphase beginnt, sobald das gegebene Temperaturkriterium von 2.000 K erreicht ist. Abb. 5.48 und Abb. 5.49 zeigen die daraus resultierenden Randbedingungen für die Leistung und die Einspeiseraten für Dampf, Argon und Quenchwasser.

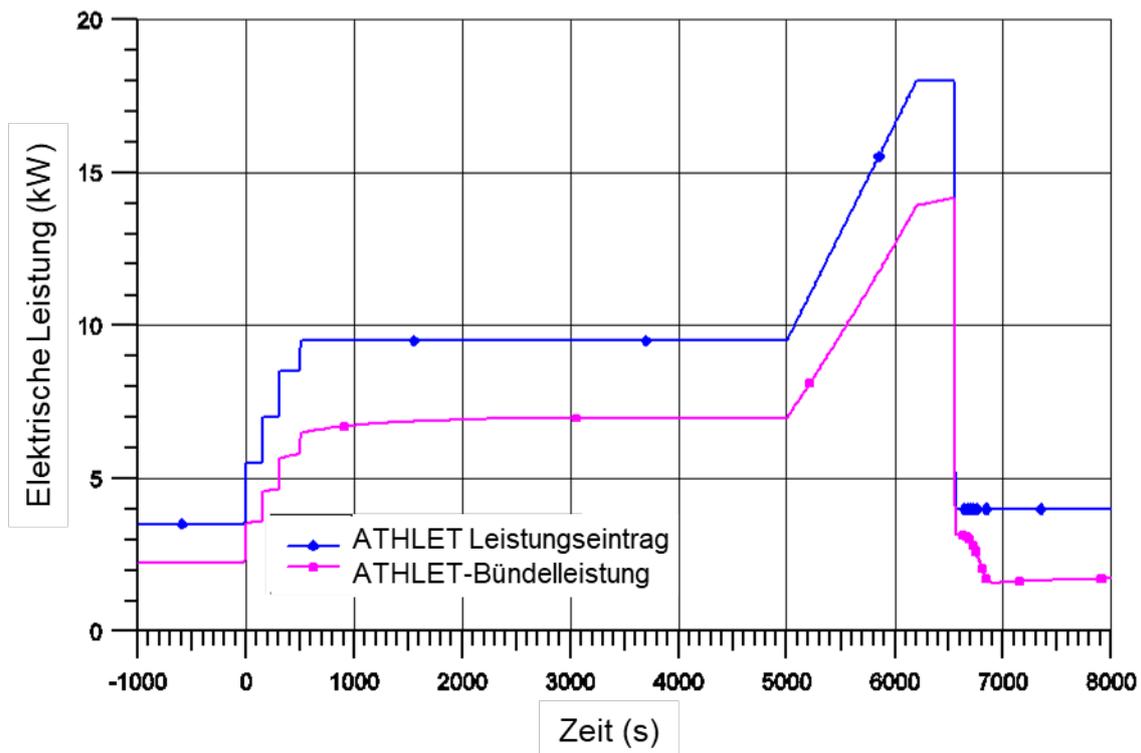
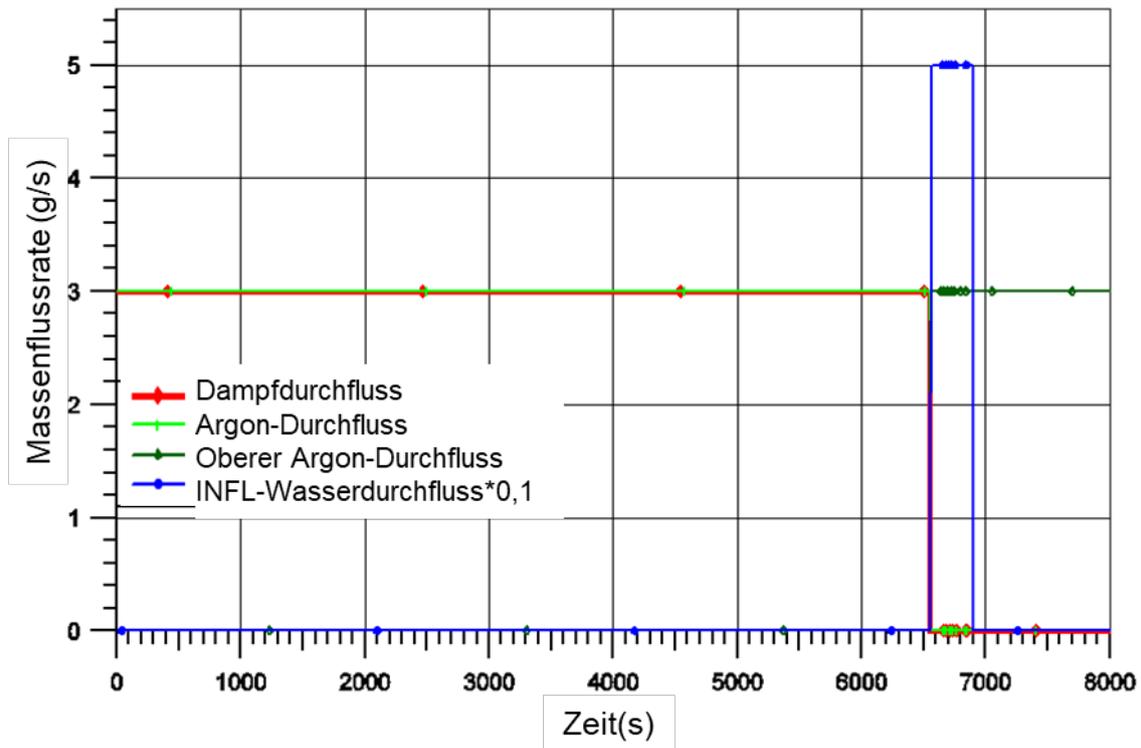


Abb. 5.48 Vorschlag für Leistungsprofil /BAL 19c/



**Abb. 5.49** Vorschlag für Verlauf der Einströmraten für Dampf, Argon und Quenchwasser /BAL 19c/

In Tab. 5.8 sind die von den gegebenen Bedingungen abweichenden Werte in roter Farbe eingetragen.

**Tab. 5.8** Vorgeschlagene Randbedingungen der Versuchsführung QUENCH-20 /BAL 19c/

Phase	Dauer	Leistung	Einströmraten
Stabilisierung	-3.500 s – 0 s	3.5 kW	St: 3g/s, Ar: 3 g/s
Aufheizung	0 s – 2.500 s	3.5 kW → 9.5 kW	St: 3g/s, Ar: 3 g/s
Voroxidation	2.500 s – 5.000 s	9.5 kW	St: 3g/s, Ar: 3 g/s
Transiente	5.000 s – 6.550 s	9.5 kW → 18 kW	St: 3g/s, Ar: 3 g/s
Quenchen	6.550 s – 6.900s	18 kW → 4.0 kW	W: 50 g/s, St: 0 g/s, Ar (top): 3 g/s

### 5.3.3.2 Temperaturverläufe und Oxidschichtdicken

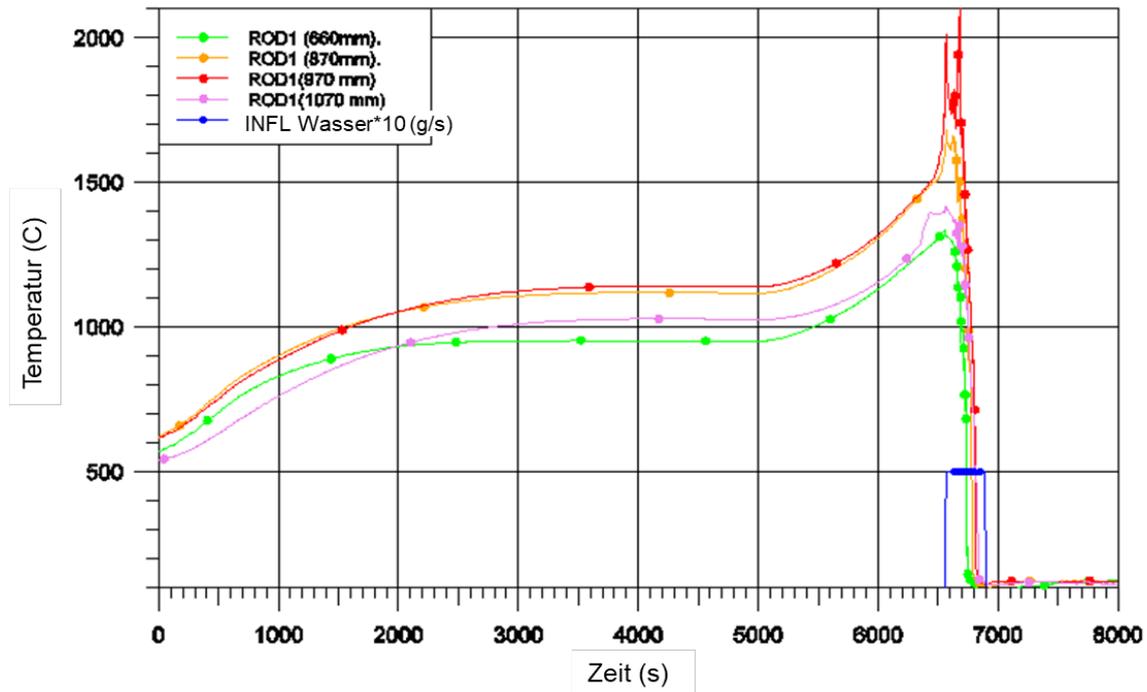
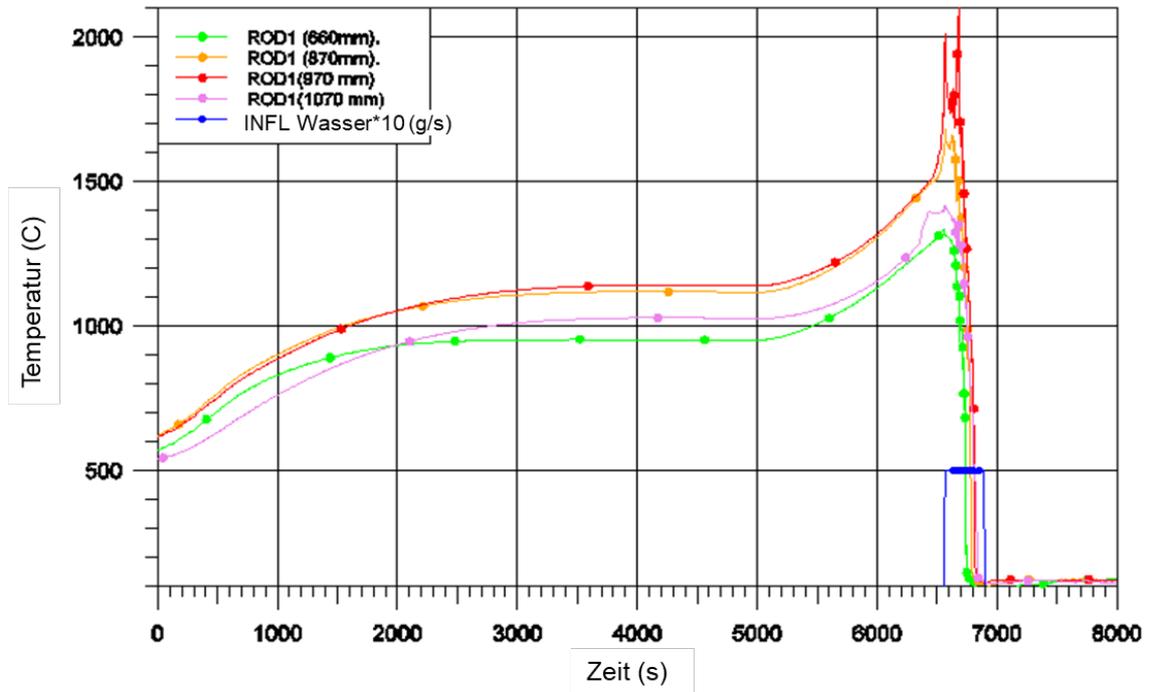


Abb. 5.50 und Abb. 5.51 zeigen die berechneten Hüllrohrtemperaturen in der Region der maximalen Temperaturen für den gesamten Zeitbereich des Experiments und zusätzlich im Detail für den Zeitbereich der Quenchphase. Mit der reduzierten Leistung von 3,5 kW wird zum Zeitpunkt 0 s (Beginn der Leistungssteigerung) die gewünschte Temperatur von 600 °C (873 K) erreicht. Mit einer Leistungssteigerung auf 9,5 kW während der Voroxidationsphase kann ein Temperaturplateau mit einer maximalen Temperatur von 1.130 °C (1.403 K) gehalten werden, wobei die maximale Temperatur, ähnlich wie bei den QUENCH-Versuchen mit DWR-Konfiguration, auf der Höhe 970 mm auftritt.

Die Quenchwasser-Einspeisung beginnt in der Rechnung, sobald in der Transiente bei 18 kW das gewünschte Temperaturmaximum von 2.000 K erreicht ist. Dies ist nach 6.550 s der Fall, womit sich die Zeitspanne der Transiente auf 1.550 s verlängert. Aufgrund der verstärkt einsetzenden exothermen Oxidationsreaktionen beginnt eine Temperatureskalation, die jedoch anfangs durch die Dampfaufzehrung an der Position der Maximaltemperatur (970 mm) begrenzt wird. Sobald die Eindringtiefe des Wassers in das Stabbündel eine stärkere Verdampfung verursacht und somit wieder verstärkte Oxidation möglich wird, steigt die Temperatur ein weiteres Mal bis zu einem Maximalwert von 2.109 °C (2.382 K), bis die Wasserkühlung wirksam wird und die Heizstäbe innerhalb einer Zeitspanne von ca. 350 s nach Beginn des Quenchens vollständig abgekühlt sind. Abb. 5.52 zeigt die hierbei gebildeten Oxidschichtdicken auf den Hüllrohren der

Heizstäbe für die Positionen der Maximaltemperaturen. Da zum Ende der Voroxidationsphase eine maximale Oxidschichtdicke von ca. 150  $\mu\text{m}$  angestrebt ist, wird die transiente Phase (Leistungssteigerung) bereits nach 5.000 s, bei einer maximalen Oxidschichtdicke von 174  $\mu\text{m}$ , begonnen. Zum Ende der Rechnung stellt sich eine maximale Oxidschichtdicke von 580  $\mu\text{m}$  ein.



**Abb. 5.50** Verlauf der Hüllrohr-Temperaturen der Heizstäbe /BAL 19c/

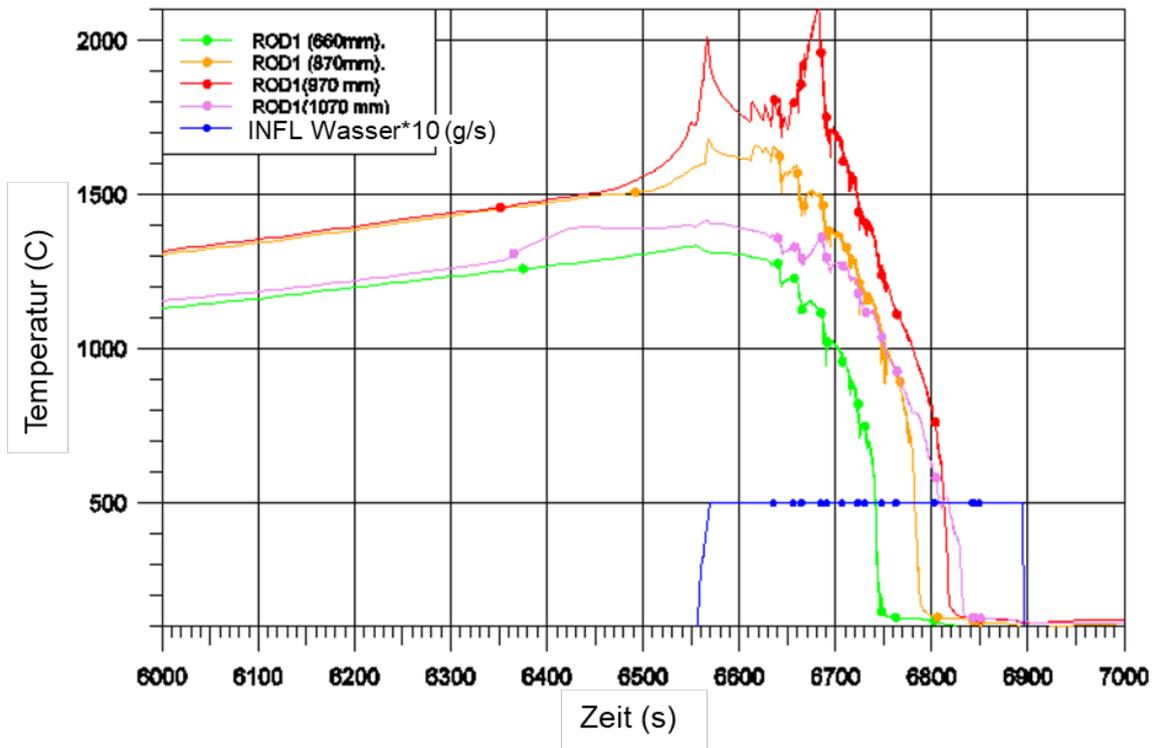


Abb. 5.51 Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen der Heizstäbe (Quenchphase) /BAL 19c/

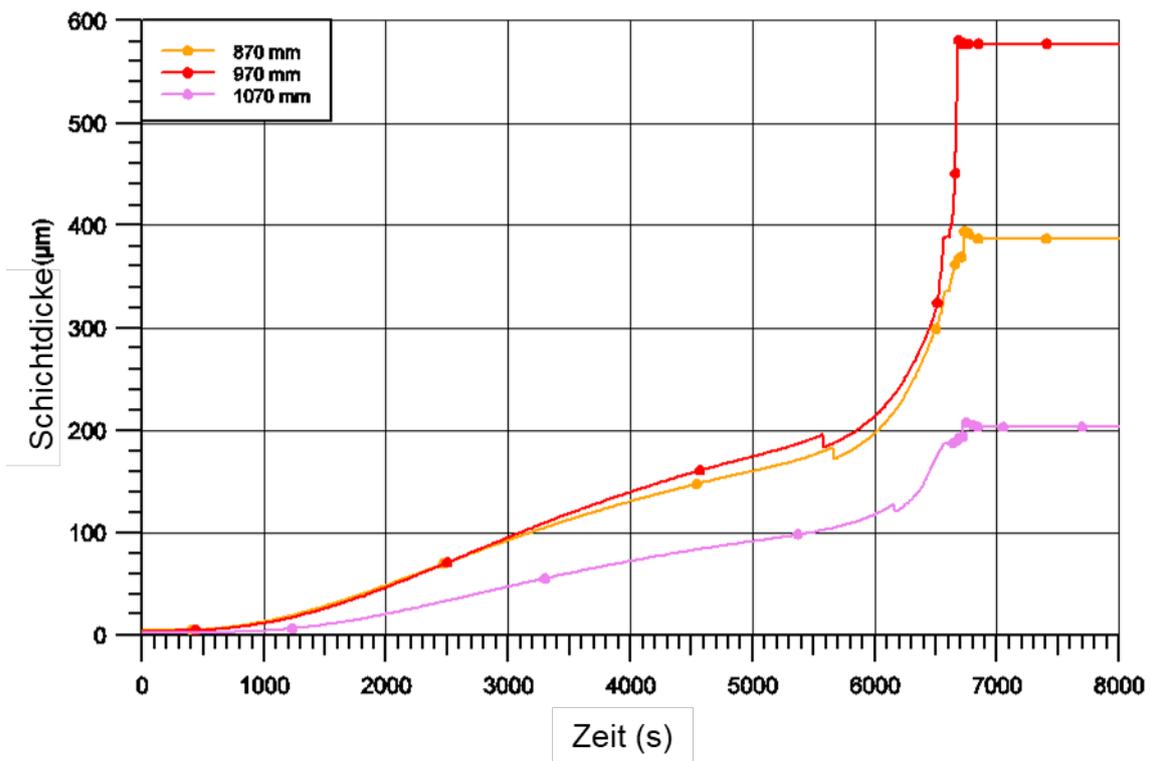
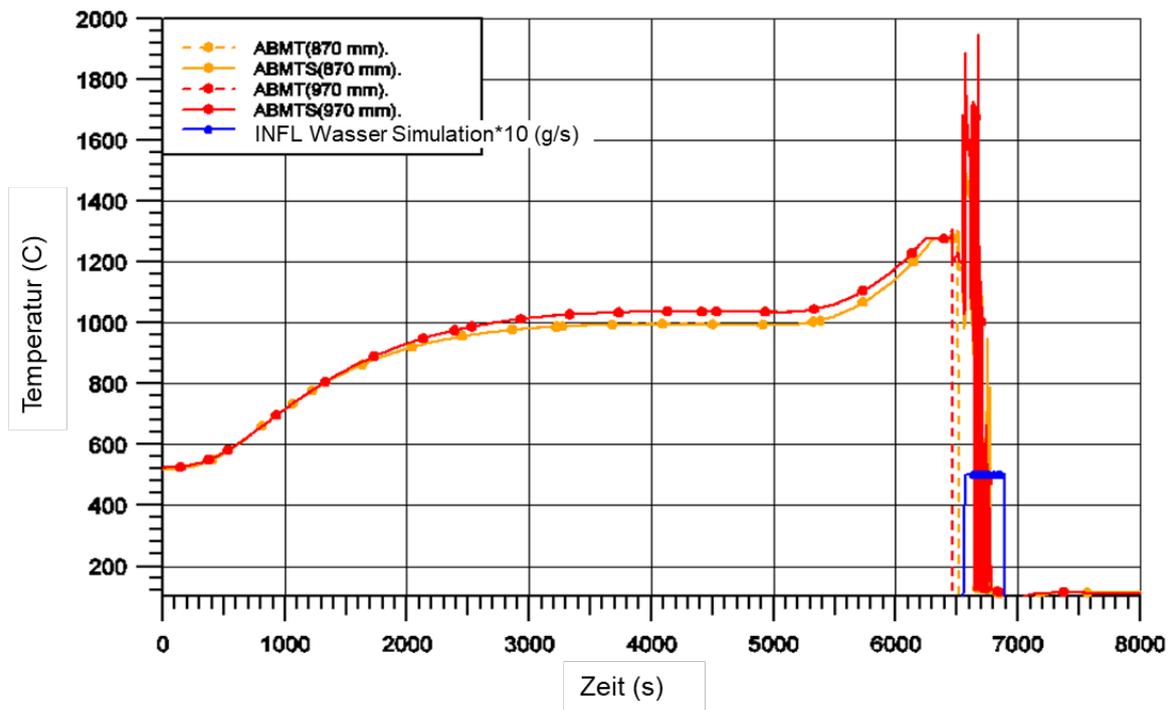


Abb. 5.52 Oxidschichtdicken der Heizstab-Hüllrohre /BAL 19c/

Die Entwicklung der Absorberblatt- und Kanisterwand-Temperaturen ist in den Abb. 5.53 bzw. Abb. 5.54 und Abb. 5.55 bzw. Abb. 5.56 dargestellt. Aufgrund der Kopplung mit den Heizstäben nicht nur durch den Wärmeübergang, sondern auch durch Strahlung, ist der Verlauf der Temperaturen bei den SWR-Komponenten sehr ähnlich zu dem der Heizrohr-Hüllrohre. Der Temperaturunterschied beträgt während des Plateaus der Voroxidationsphase zwischen Heizstab und Kanisterwand ca. 70 °C und zwischen Heizstab und Absorberblatt ca. 100 °C. Das Versagen der Stahl-Umhüllung des Absorberblatts wird bei 6.465 s (970 mm Höhe) bzw. 6.514 s (870 mm Höhe) berechnet; ein Hüllrohrversagen des Heizstabs wird nach 6.564 s angezeigt und ein Versagen der Kanisterwand nach 6.694 s (970 mm Höhe). Die starken Oszillationen der Oberflächen-temperaturen von Absorberblatt und Kanisterwand während des Quenchens sind auf die starken Schwankungen des Volumen-Dampfgehalts (Void) zwischen den Bereichen BUNDLE und BYPASS zurückzuführen.



**Abb. 5.53** Absorber-Temperaturen /BAL 19c/

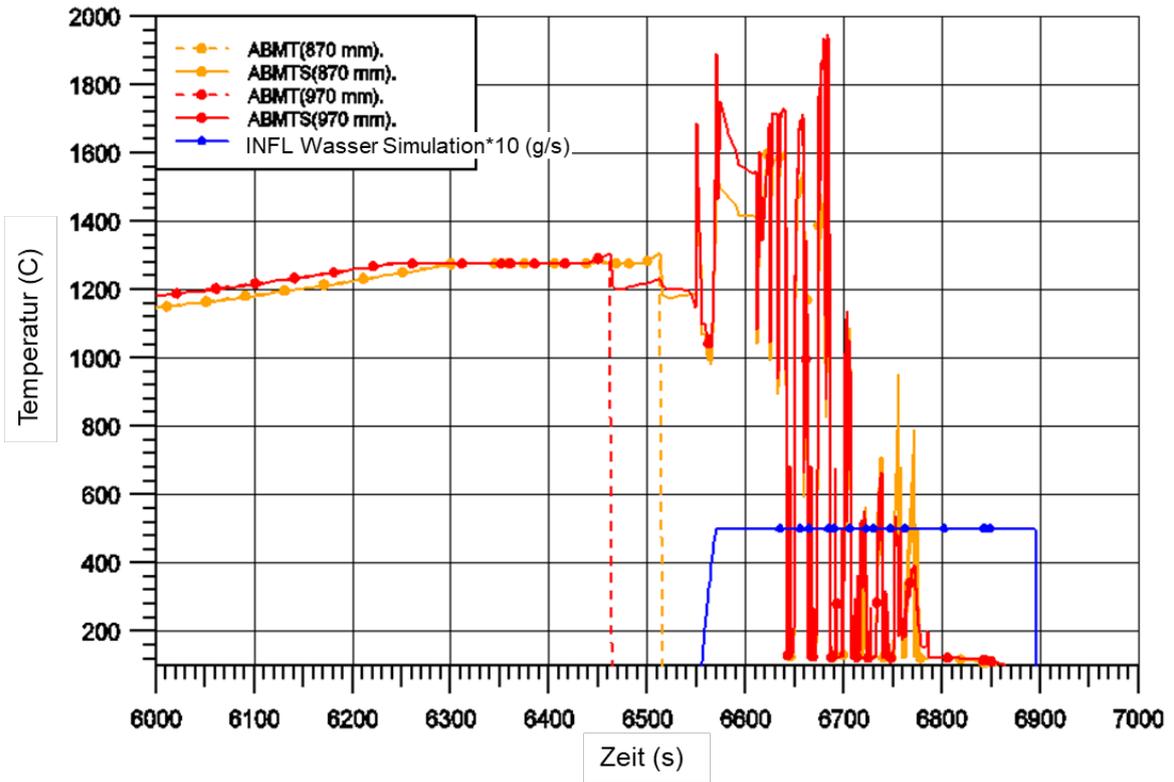


Abb. 5.54 Absorber-Temperaturen (Quenchphase) /BAL 19c/

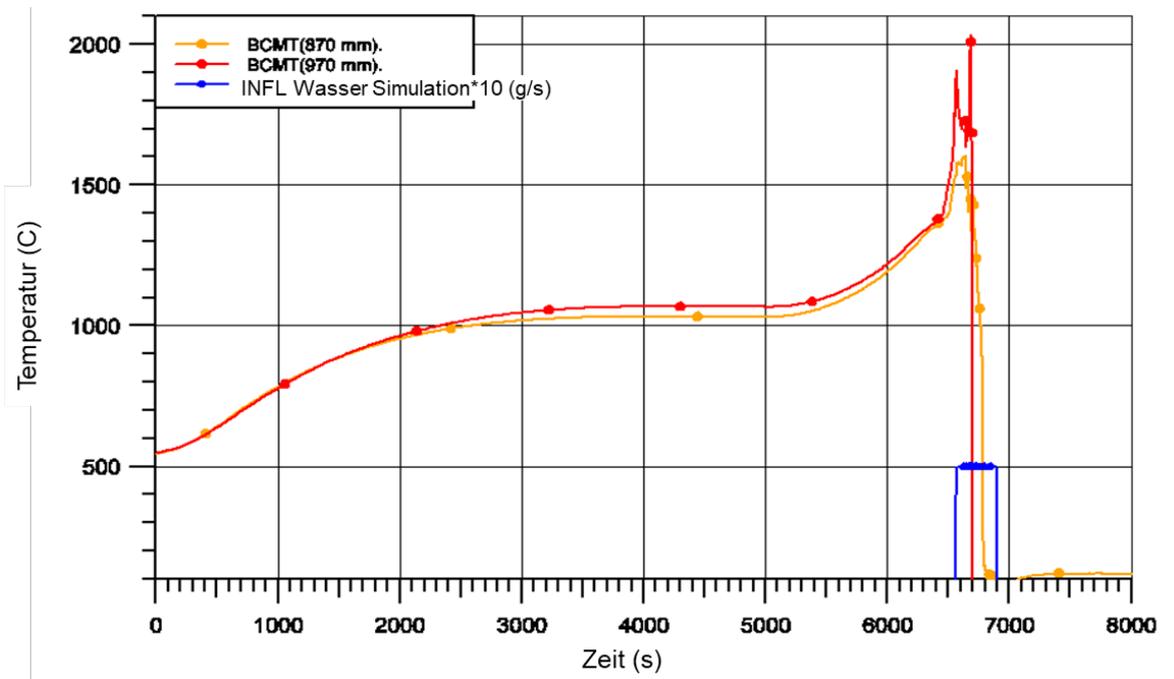


Abb. 5.55 Kanisterwand-Temperaturen /BAL 19c/

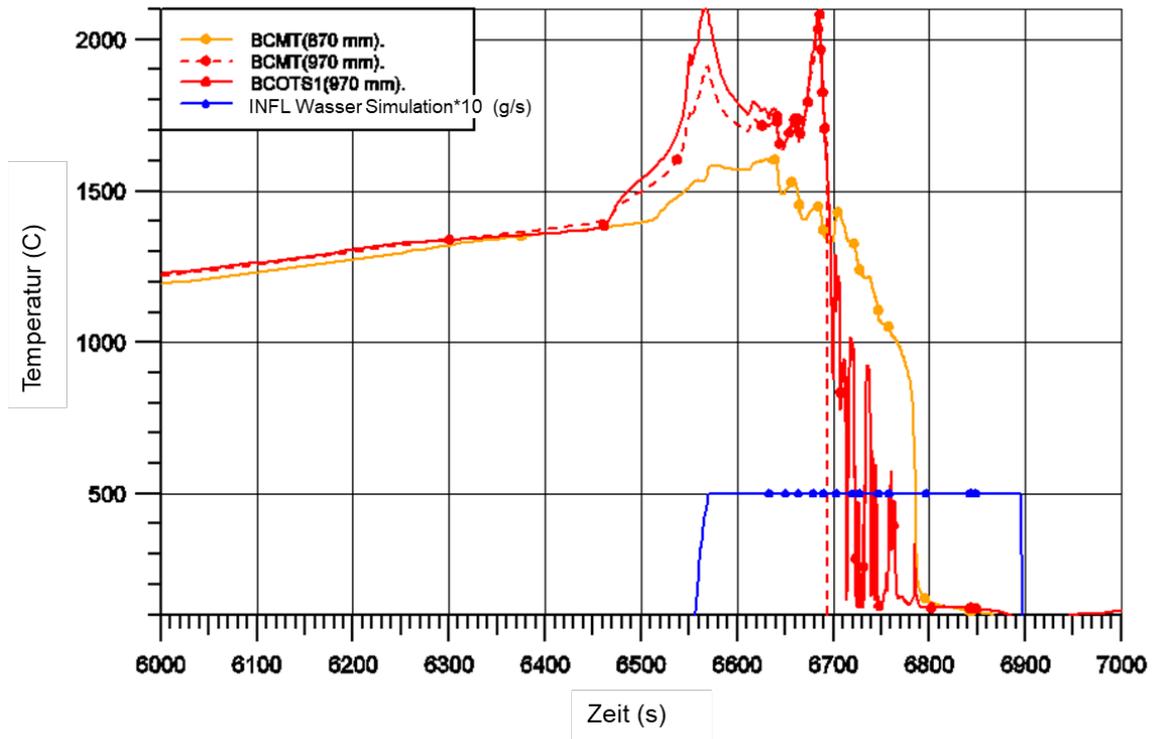


Abb. 5.56 Kanisterwand-Temperaturen (Quenchphase) /BAL 19c/

### 5.3.3.3 Wasserstofferzeugung

Der Verlauf des bei der Oxidation erzeugten Wasserstoffs ist in Abb. 5.57 (Rate der H<sub>2</sub>-Erzeugung) und Abb. 5.58 (integrale Masse der H<sub>2</sub>-Erzeugung) aufgetragen. Bis zum Ende der Voroxidationsphase (5.000 s) werden insgesamt 15 g Wasserstoff erzeugt, wozu die Kanisterwand nur 2,2 g beiträgt. Die B<sub>4</sub>C-Oxidation des Absorbers beginnt erst nach dem ersten Versagen des Absorberblatts (6.465 s). Nach der vollständigen Abkühlung des gesamten Bündels beträgt die integrale H<sub>2</sub>-Erzeugung 54,2 g, wobei die SWR-Komponenten Kanisterwand und Absorberblatt zusammen einen Anteil von 12,1 g (22 %) haben. Die Wasserstoff-Erzeugung aus der B<sub>4</sub>C-Oxidation beträgt 4,1 g und somit 8 % der gesamten Menge bzw. 34 % des Anteils der SWR-Komponenten.

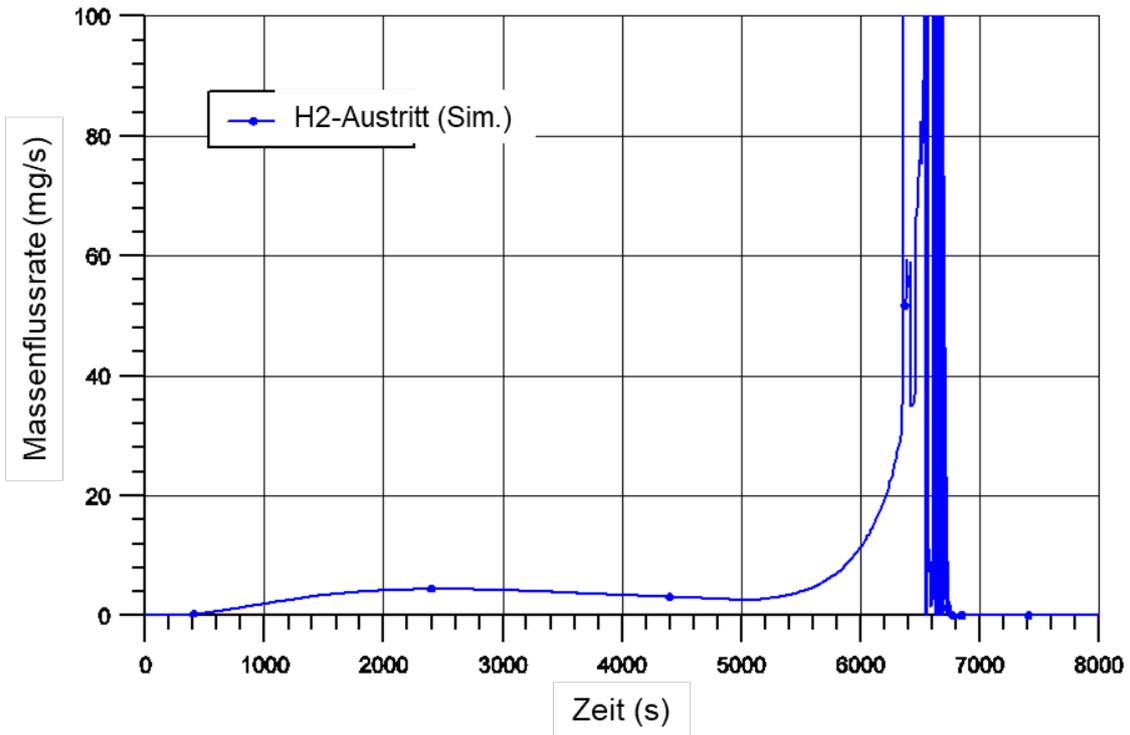


Abb. 5.57 Wasserstoff-Erzeugungsrate /BAL 19c/

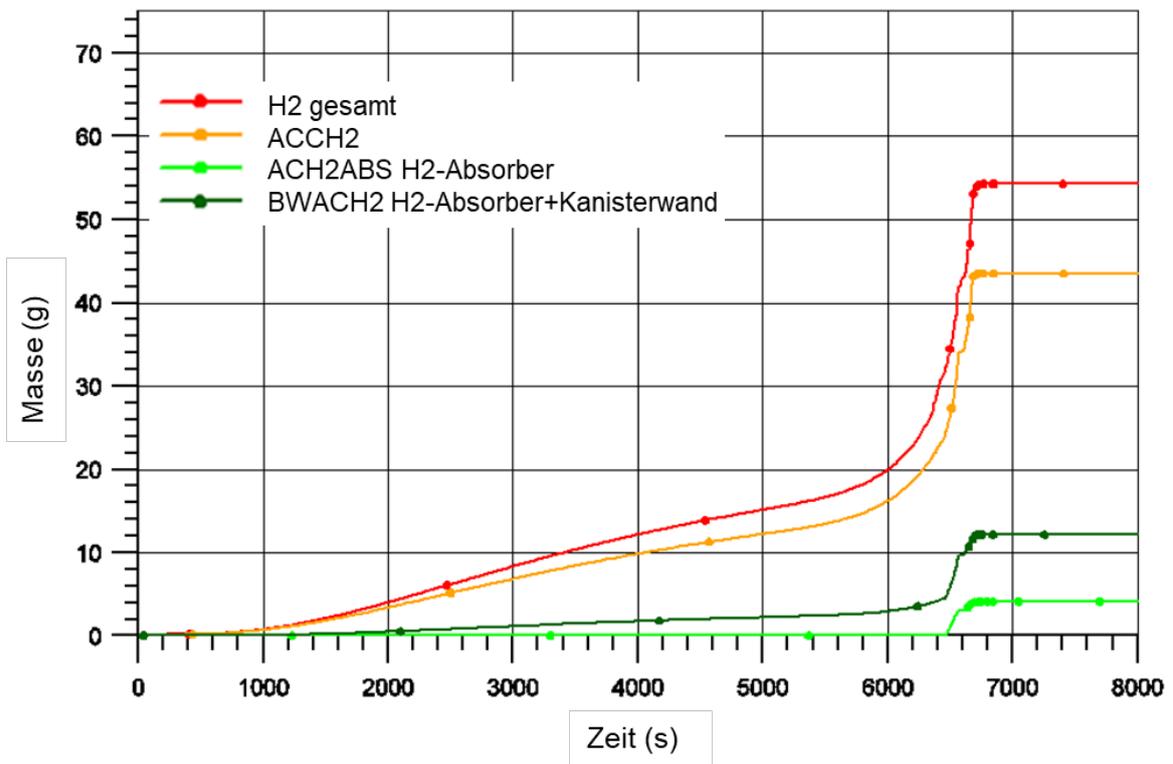


Abb. 5.58 Integrale Wasserstoff-Erzeugung /BAL 19c/

### 5.3.3.4 Erzeugung von CO, CO<sub>2</sub> und CH<sub>4</sub>

Bei den Borkarbid-Reaktionen entstehen die Gase CO, CO<sub>2</sub> und CH<sub>4</sub> entsprechend den vorgegebenen Anteilen an der Gesamtreaktion, wobei die in der Vorausrechnung verwendeten Werte aus den Ergebnissen der Messungen für den Versuch QUENCH-07 abgeleitet sind.

Wie in Abb. 5.59 dargestellt, beginnt die Borkarbid-Oxidation nach dem ersten Versagen des Absorberblatts, das nach 6.465 s auftritt. Insgesamt werden 15,2 g B<sub>4</sub>C oxidiert; dieser Wert entspricht 0,8 % der insgesamt vorhandenen B<sub>4</sub>C-Masse. Hieraus ergeben sich 5,5 g CO<sub>2</sub>, 4,0 g CO und 0,1 g CH<sub>4</sub>.

QUENCH-20 ist der erste Versuch mit einer SWR-Konfiguration, bei dem diese Gase mit Massenspektrometern erfasst werden, da bei den CORA-Versuchen mit SWR-ähnlicher Bauweise des Bündels nur eine qualitative Abschätzung des Einflusses von Absorber und Kanisterwand möglich war. Erstmals nach der Durchführung dieses Versuches kann der Anteil der H<sub>2</sub>-Erzeugung durch die SWR-Absorber angegeben und mit Rechendaten verglichen werden.

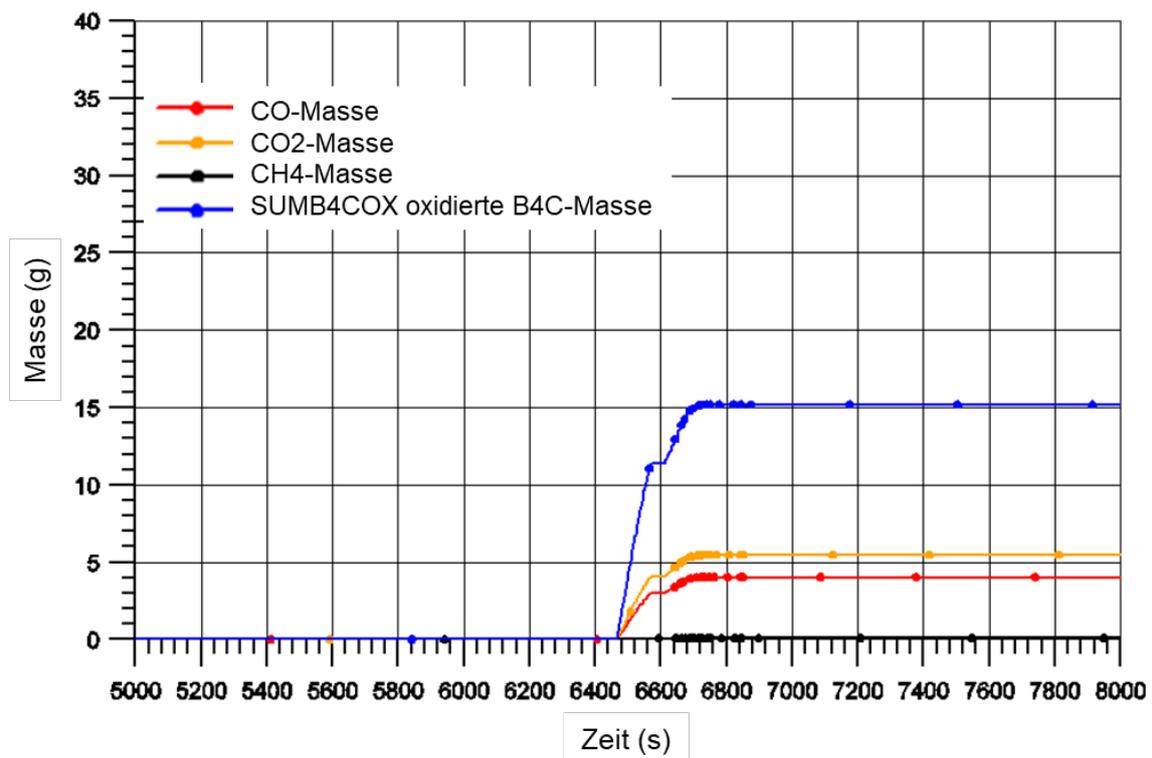
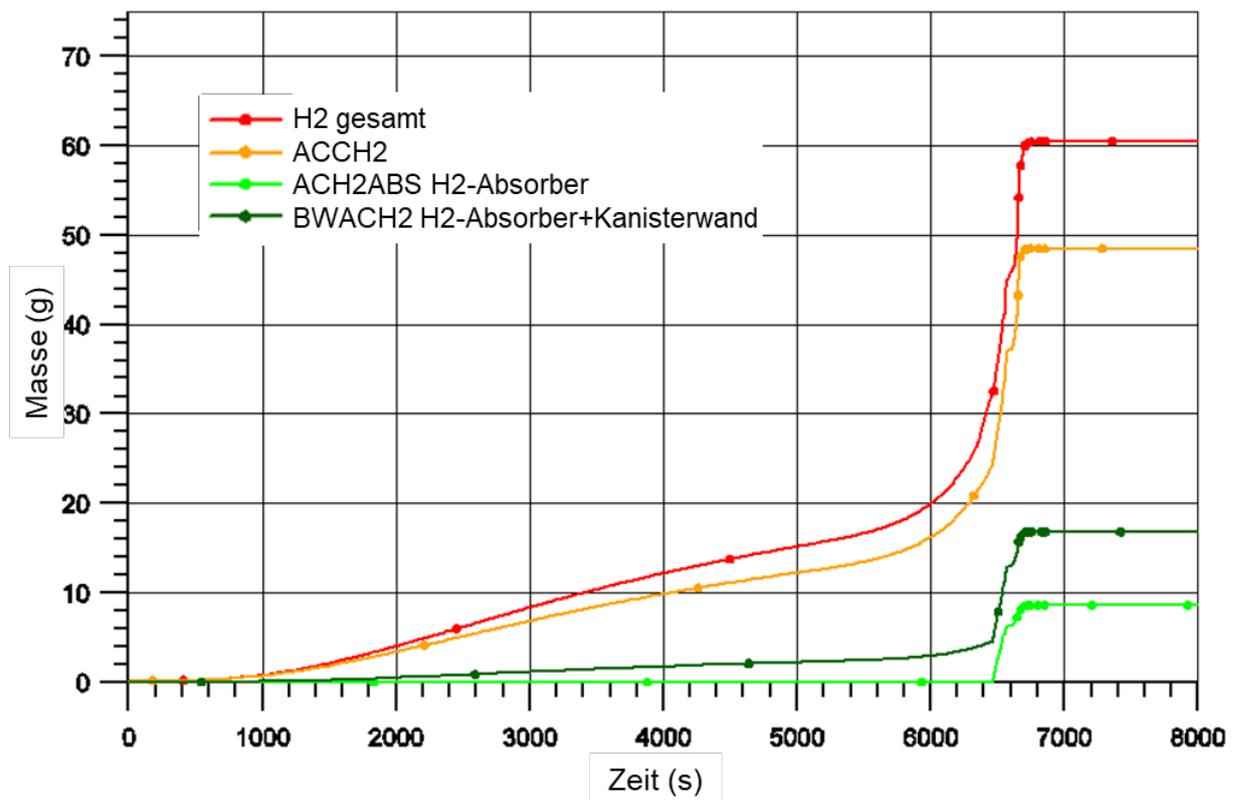


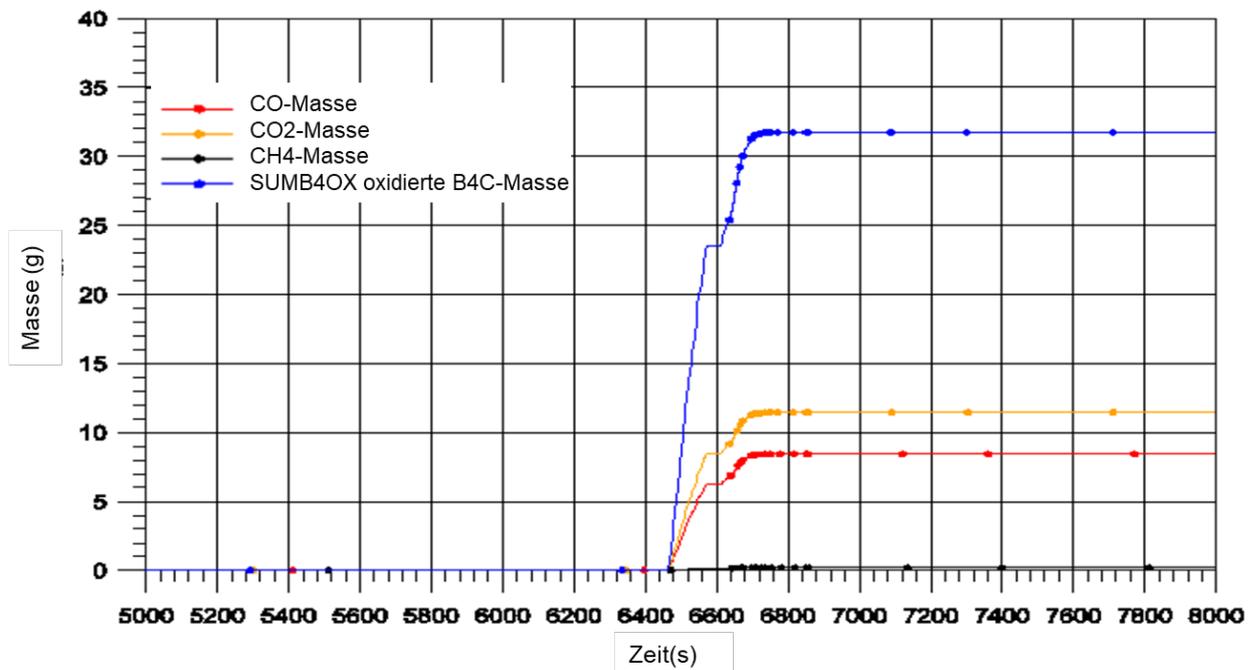
Abb. 5.59 Massen der B<sub>4</sub>C-Oxidation /BAL 19c/

### 5.3.3.5 Ergebnisse der Parametervariationen

Mit dem in der gezeigten Rechnung verwendeten Oberflächenfaktor  $FAREA = 2$  wird der auch bei den DWR-typischen Versuchen QUENCH-07 und QUENCH-09 bewährte Multiplikator für die Oberfläche aufgrund der vorhandenen Porosität des  $B_4C$ -Materials eingesetzt. Eine Testrechnung mit der Verdoppelung des Faktors auf  $FAREA = 4$  soll die in der Modellierung des Absorberblatts (durch Länge und Breite abgebildet) nicht realistische, tatsächliche Oberfläche der horizontal im Absorberblatt liegenden  $B_4C$ -Stäbe annähernd berücksichtigen. Aufgrund der Verdoppelung der Oberfläche für die Borkarbid-Reaktion zeigt sich bei den Massen der  $H_2$ -Erzeugung aus dem Absorber (Abb. 5.60) und der Borkarbid-Reaktionsprodukte (Abb. 5.61) ein Faktor von 2,1, der außer der Verdoppelung der Oberfläche noch einen geringen Einfluss der Temperaturen beinhaltet. Dies äußert sich in einem Maximalwert der Hüllrohrtemperaturen von  $2.199\text{ }^\circ\text{C}$  ( $2.472\text{ K}$ ), also einem um  $90\text{ }^\circ\text{C}$  höheren Wert gegenüber der Referenzrechnung.



**Abb. 5.60** Parametervariation  $FAREA = 4$ : integrale Wasserstoff-Erzeugung  
/BAL 19c/



**Abb. 5.61** Parametervariation FAREA = 4: Massen der B<sub>4</sub>C-Oxidation /BAL 19c/

Bei der Verwendung der Drath-Korrelation (ICRB<sub>4C</sub> = 9) anstelle der Standard-Option ICRB<sub>4C</sub> = 7 reduzieren sich die Massen der B<sub>4</sub>C-Oxidation erheblich. Der entgegengesetzte Effekt, nämlich eine Zunahme der resultierenden CO-, CO<sub>2</sub> und CH<sub>4</sub>-Massen ergibt sich, wenn der endotherme zweite Schritt der B<sub>4</sub>C-Reaktion (B<sub>2</sub>O<sub>3</sub> → HBO<sub>2</sub>) /BAL 18/ vernachlässigt wird (ICRB<sub>2O3</sub> = 0).

### 5.3.4 Zusammenfassende Bewertung

Aufgrund der von den Experimentatoren vorgeschlagenen Randbedingungen und der gegebenen Bündelkonfiguration für den Versuch QUENCH-20 wurde mit ATHLET-CD Version 3.2 eine Vorausrechnung durchgeführt. Um die gewünschten Bedingungen hinsichtlich der Temperaturen und Oxidschichtdicken einzuhalten, wurde aufgrund der Rechenergebnisse eine reduzierte Leistung von 3,5 kW (anstatt 4,0 kW) während der Stabilisationsphase sowie von 9,5 kW (anstatt 11 kW) für die Voroxidationsphase vorgeschlagen. Außerdem wird die gewünschte maximale Oxidschichtdicke von 150 µm vor dem Beginn der Transiente bereits nach einer kürzeren Zeitspanne von 5.000 s (anstatt 6.100 s) erreicht. In der transienten Phase wird mit der Leistungszunahme von 9,5 auf 18 kW nach 1.550 s (anstatt 1.200 s) das gegebene Temperaturmaximum von 2.000 K (1.730 °C) erreicht. Nach Beginn der Quenchphase wird in der Referenzrechnung ein Temperaturanstieg bis 2.380 K (2.110 °C) berechnet, wobei nach dem Absorberversagen die B<sub>4</sub>C-Oxidation beginnt. Während die Absorberreaktion in der Referenzrechnung

nur 8 % zur Gesamterzeugung von Wasserstoff beiträgt, liegt der Anteil der SWR-Komponenten mit Berücksichtigung der Kanisterwand-Oxidation bei 22 %. Da die an der Reaktion beteiligte Oberfläche von B<sub>4</sub>C im Absorberblatt nicht eindeutig klar ist, zeigt die mit vergrößerter Oberfläche durchgeführte Testrechnung, dass mit dem Anstieg der Oberfläche der Anteil der resultierenden Gase und somit auch die Wasserstoff-erzeugung aus dem Absorberblatt etwa linear zunimmt, da die Auswirkung auf die Temperaturen eher gering ist.

Die durchgeführte Voraussrechnung soll die Experimentatoren bei der Festlegung der Randbedingungen für den Verlauf des Versuchs unterstützen. Umgekehrt verhelfen die Ergebnisse des Versuchs zur Validierung des SWR-Borkarbid-Oxidationsmodells in ATHLET-CD, für das es bisher keine verwertbaren konkreten Messdaten gibt. Nach der Durchführung des Versuchs können erstmals die Rechenergebnisse aus der Modellierung der SWR-Absorber-Borkarbidoxidation mit den Versuchsdaten aus der Messung von CO-, CO<sub>2</sub>- und CH<sub>4</sub>-Ausströmraten überprüft werden, um somit das Ausmaß des Einflusses der Absorberoxidation auch quantitativ zu beurteilen.

#### **5.4 Nachrechnung des Versuchs CORA-W2**

Die CORA-Versuchsreihe war ein Teil des Severe-Fuel-Damage-Programms zur Untersuchung schwerer Kernschäden und bestand aus insgesamt 19 elektrisch beheizten Versuchen, die in den Jahren zwischen 1987 und 1993 im damaligen Kernforschungszentrum Karlsruhe (KfK), dem heutigen Karlsruher Institut für Technologie (KIT), durchgeführt wurden. Während in 17 Tests das Verhalten von Leichtwasserreaktor-Stabbündeln westlicher Bauart untersucht wurde (11 Versuche mit DWR-typischer Konfiguration, 6 Versuche mit SWR-typischer Bauweise), waren die beiden letzten Versuche W1- und W2-Tests mit WWER-typischen Brennelementen, die im Frühjahr 1993 mit russischer Beteiligung durchgeführt wurden. Das Experiment CORA-W2 war als Internationales Standardproblem ISP-36 definiert /FIR 94/, /FIR 96/

Für den Versuch CORA-W2 wurden die typischen Elemente von Druckwasserreaktoren der russischen Baureihe WWER-1000 verwendet. Die Unterschiede zu den in westlichen Reaktoren verwendeten Komponenten sind im Wesentlichen

- die Verwendung einer Zirkonium-Niob-Legierung mit 1 % Nb-Anteil für die Hüllrohre
- die Verwendung von Borkarbid-Absorberstäben mit Stahlhüllrohren
- die Verwendung von Stahl-Abstandshaltern

- die hexagonale Gitter-Anordnung der Brennstäbe
- die unterschiedliche Geometrie von Brennstäben und Pellets

Bei dem Versuch W2 enthielt das Testbündel im Unterschied zum Versuch CORA-W1 einen Borkarbid- ( $B_4C$ )-Absorberstab. Aufgrund zahlreicher Änderungen in den Modellen von ATHLET und den Modulen von ATHLET-CD seit den ursprünglichen Nachrechnungen mit den Versionen 0.1 Mod. V /BES 94/ und 1.0A /STE 03/ wurde der Versuch nochmals zur Validierung herangezogen. Insbesondere im Hinblick auf die Vereinfachung des Datensatzes durch die Verwendung eines „Cross-Connection Objects“ zur Verbindung von parallelen Kanälen sowie die Begrenzung der Korrelationen für die Oxidation der Hüllrohre auf 3 Optionen wurden die Ergebnisse der Nachrechnung nochmals den Messdaten gegenübergestellt. Des Weiteren wurde erstmals der Einfluss des jetzt vorhandenen Modells zur Beschreibung des Absorberstab-Verhaltens mit der Abbildung der  $B_4C$ -Oxidation überprüft. Mit einem aufgrund der vorhandenen Modellverbesserungen vereinfachten Datensatz konnte eine gute Übereinstimmung mit dem Experiment erreicht werden.

#### **5.4.1 Versuchsablauf**

Die wichtigsten Randbedingungen des Versuchs CORA-W2 werden nachfolgend kurz erläutert.

Während der Vorheizphase (0 – 3.000 s) wurde das Testbündel durch einen Argonstrom von 8 g/s bei einer Temperatur von 500 °C und einer geringen elektrischen Leistung von 0,42 kW aufgewärmt, so dass bei der späteren Dampfeinspeisung keine Kondensation auftreten konnte. Der Gesamtdruck im System betrug 2,2 bar.

Die transiente Phase wurde bei 3.020 s durch einen sprunghaften Anstieg der elektrischen Leistung auf 1,7 kW eingeleitet. Bis 4.500 s stieg die Leistung linear bis auf 14,3 kW an. Ab 3.300 s wurde zusätzlich zum Argonstrom von 6 g/s ein überhitzter Dampfstrom von 4 g/s zugeführt. Die elektrische Aufheizung der Stäbe führte zusammen mit der zunehmenden exothermen Oxidation des Hüllrohrmaterials ab ca. 4.150 s zur Eskalation sowohl der Stab- als auch der Shroudtemperaturen, was bei Teilen des Bündels ein Abschmelzen und eine Verlagerung zur Folge hatte.

Nach 4.500 s begann mit der Abschaltung der elektrischen Leistung und der Beendigung der Dampfzufuhr die langsame Abkühlung des Bündels /HAG 94a/.

#### **5.4.2 Nachuntersuchungen**

Im Anschluss an den Versuch wurden umfangreiche Nachuntersuchungen durchgeführt. Hierfür wurde das Bündel in Scheiben zerschnitten und für weitere metallographische Analysen präpariert. Die Proben wurden auf die Experimentatoren /HOF 94/, /SCH 94/ als auch auf die russischen Partnerorganisationen /GOR 94/, /VLA 94/ verteilt, unabhängig voneinander untersucht und ausgewertet. Die Ergebnisse wurden wie folgt zusammengefasst /SEP 95/.

Die Energiefreisetzung durch die Oxidation der Zr 1% Nb-Hüllrohre und der Bündelumfassung (Shroud) initiierte eine Temperatureskalation bei  $T > 1.200\text{ °C}$  im oberen Bündelbereich; von dort bewegte sich die Eskalationsfront nach unten. Durch weitere Oxidation im geschmolzenen Zustand des verlagerten metallischen Hüllrohr-Anteils ist schließlich insbesondere im Bereich der Bündelhöhe von  $\sim 300\text{ mm}$  starke Oxidation feststellbar.

Die Verflüssigung durch eutektische, chemische Wechselwirkung zwischen dem Absorbiermaterial  $B_4C$  und Edelstahl beginnt bereits bei Temperaturen oberhalb von ca.  $1.200\text{ °C}$ . Als Folge davon war der Absorberstab nur unterhalb der Höhe von  $\sim 200\text{ mm}$  intakt und oberhalb der Bündelhöhe von  $900\text{ mm}$  völlig verschwunden. Zwischen diesen zwei Höhen konnte Borkarbid zum Teil in Stabfragmenten und teilweise gelöst ermittelt werden, wobei im oberen Bündelbereich nur wenig Bor in der Schmelze festgestellt wurde und der größte Teil des verflüssigten Absorberstabs sich im unteren Bündelbereich ansammelte.

Die eutektische chemische Reaktion zwischen dem Edelstahl der Abstandshalter und dem Zr 1% Nb des Hüllrohrs bewirkte eine starke Verflüssigung weit unter dem Schmelzpunkt der Einzelmaterialien. Diese Reaktion ist verantwortlich für den lokalen Beginn und den Fortschritt des Bündelversagens. Während der Abstandshalter auf der Höhe von  $610\text{ mm}$  vollständig verschwunden war, waren die zwei anderen auf den Höhen  $-5$  und  $210\text{ mm}$  zum Ende des Experiments noch vorhanden.

Die Materialverlagerung aus den Höhen zwischen  $450$  und  $1.150\text{ mm}$  bildete eine Blockade zwischen  $200$  und  $350\text{ mm}$  mit einem Maximum bei ca.  $250\text{ mm}$ , was auf das in

dieser Höhe noch erhaltene Gitter zurückzuführen ist. Der axiale Bereich der Bündelzerstörung verschob sich, bei CORA-W2 im Vergleich mit CORA-W1, auf tiefer liegende Bereiche, obwohl die elektrisch zugeführte Energie bei diesem zweiten Test geringer war. Dies wurde verursacht durch den Verflüssigungsprozess des Absorbermaterials ( $B_4C$ -SS-Wechselwirkung), der bei Temperaturen um 1.200 °C Auswirkungen zeigt.

### **5.4.3 Modellierung mit ATHLET-CD**

Als Ausgangsbasis für den verwendeten Datensatz diente die mit der ATHLET-CD Version 1.0A durchgeführte Nachrechnung /STE 03/. Die aktuelle Nachrechnung erfolgte mit der Version ATHLET-CD Mod 3.1 Cycle A /BAL 17b/.

#### **5.4.3.1 Nodalisierung**

Abb. 5.62 zeigt die schematische Darstellung der CORA-Anlage.

#### **Modellierung der Strömungspfade (TFD-Modul)**

Der Hauptströmungspfad wird durch das TFO BUNDLE mit insgesamt 19 axialen Zonen gebildet, wobei der beheizte Bereich 10 Zonen im Bereich zwischen 0 und 1,0 m Höhe umfasst. Der bei diesem Versuch relativ große Bereich außerhalb der Abstandshalter bis zur Bündelumfassung (Shroud) wird durch den Strömungskanal RING modelliert, wobei dieser 40 % des gesamten Bündelquerschnitts einnimmt. Im Gegensatz zu früheren Nachrechnungen, bei denen die parallelen Kanäle BUNDLE und RING zur Simulation der Querströmung in jeder axialen Zone mit Hilfe von „Single Junction Pipes“ verbunden waren, wobei der Strömungsaustausch durch Ventile beeinflusst werden konnte, wird in der neuen Nachrechnung ein „Cross-Connection Object“ verwendet, wobei keine besonderen Maßnahmen im Hinblick auf die axiale Verteilung der Querströmung getroffen wurden. Der zwischen der Bündelumfassung und dem Hitzeschild befindliche Bereich, der im Versuch zum Freihalten der Fenster und zur Kühlung des Bündelkopfes durch einen weiteren Argonstrom gekühlt wird, ist durch den Strömungskanal BYPASS abgebildet. Da die Öffnungen für die Videokope in der Bündelumfassung bei diesem Versuch durch Quarzgläser verschlossen waren, sind die Kanäle RING und BYPASS voneinander getrennt, nur im Bündelkopfbereich ist die Querströmung über den Pfad CROSSFLOWT möglich. Die Kühlung an den Videoskop-Fenstern durch den Argonstrom ist durch die Strömungspfade COOLING3, -7 und -9 modelliert.

Die 3 Abstandshalter der Versuchsanordnung, die in den ersten Nachrechnungen im TFO BUNDLE auf den jeweiligen Höhen als Ventile vorgesehen waren, um damit evtl. Querschnittsverengungen und erhöhten Strömungswiderstand bei Blockadebildung durch erstarrte Schmelze abbilden zu können, sind in der vorliegenden Rechnung nur durch zusätzliche Reibungsbeiwerte auf den Höhen 0, 200 und 600 mm definiert.

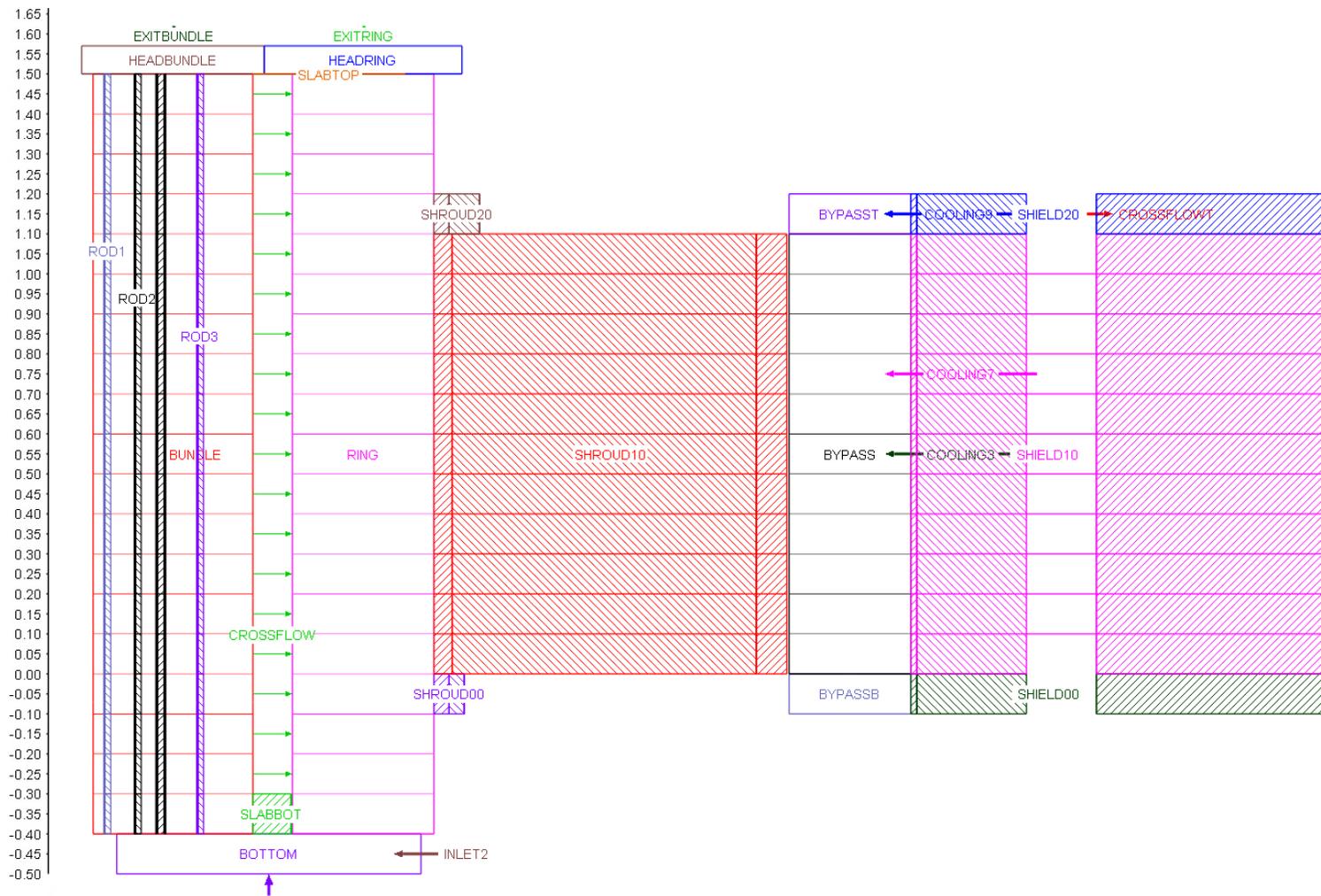


Abb. 5.62 Nodalisierung der CORA-W2-Teststrecke /BAL 17b/

## **Modellierung der Strukturen**

Bei der Modellierung der Brennstäbe mit dem Modul ECORE werden die 19 Stäbe des Testbündels durch die 3 repräsentativen ringförmig angeordneten Strukturen ROD1 (zentraler beheizter Stab), ROD2 (5 unbeheizte Stäbe + Absorberstab) und ROD3 (12 beheizte Stäbe) abgebildet.

Die eutektische Wechselwirkung zwischen dem Absorbermaterial  $B_4C$  und Edelstahl sowie die Oxidation von Borkarbid ist in der Modellierung der Programmversion 3.1A enthalten und wird daher in der vorliegenden Nachrechnung berücksichtigt.

Die weiteren Komponenten der CORA-Anlage, die für den Wärmeaustausch berücksichtigt sind, werden im Modul HECU definiert. Das ist in erster Linie der Shroud (SHROUD00, SHROUD10, SHROUD20), der auf der Innenseite (Zr 1% Nb) an den Kanal RING gekoppelt ist; rechtsseitig ist der Shroud mit dem TFO BYPASS verbunden, wobei die Isolierung auf den beheizten Bereich begrenzt ist (SHROUD10). Auf der den Heizstäben zugewandten Shroud-Innenseite wird die Oxidation des 1 mm starken Zry-Liners berücksichtigt, das Abschmelzen des Shroud ist dagegen nicht modelliert. Der Hochtemperaturschild ist linksseitig an den Kanal BYPASS gekoppelt und wie der Shroud in drei Objekte SHIELD00, SHIELD10 und SHIELD20 unterteilt; die den Außenbereich der Anlage darstellende rechte Seite des HTS ist durch eine konstante Temperatur gegeben.

Des Weiteren ist am Fuß sowie am oberen Rand des TFO BUNDLE je ein zusätzliches Wärmeleitvolumen SLABBOT bzw. SLABTOP definiert, mit denen der Wärmeverlust aus dem Bündel durch axiale Strahlung simuliert wird. Die Außentemperaturen dieser Elemente entsprechen den am unteren bzw. oberen Bündelrand gemessenen Temperaturen.

### **5.4.3.2 Anfangs- und Randbedingungen**

Wie in Abb. 5.63 bis Abb. 5.65 dargestellt, werden die Bündelleistung und die Argon- und Dampfeinströmung entsprechend den Messdaten des Versuchs vorgegeben. Aus der in Abb. 5.63 gezeigten Heizleistung ist zu ersehen, dass mit dem für den externen Widerstand der zuführenden Leitungen gewählten Wert die Leitungsverluste maximal ca. 1 kW betragen. Entsprechend den Querschnittsflächen von BUNDLE (60 %) und RING (40 %), beeinflusst durch die Widerstände aufgrund der Reibungsbeiwerte der

Abstandshalter (nur im BUNDLE), teilt sich die Einspeisung in Bundle und Ring so auf, dass in die beiden Kanäle jeweils etwa der halbe Massenstrom eintritt /BAL 17b/.

Bei der Einströmung von Argon und Dampf wurde bei der früheren Nachrechnung eine Verzögerung von 300 s verwendet, da dies als typische Zeitkonstante in Verbindung mit dem im Test eingesetzten Dampferzeuger und Heizer angenommen wurde /BES 94/. In der vorliegenden Rechnung wurde die Verzögerung für die Argoneinströmung als vernachlässigbar klein definiert (Heizer: LAG = 1 s), die Verzögerung bei der Dampfeinströmung wurde auf 100 s (Dampferzeuger) reduziert. Die Temperatur des eingespeisten Argon-Dampf-Gemisches wird, wie aus den Messdaten hervorgehend, mit 527 °C, in der Aufheizphase auf 634 °C ansteigend, definiert (Abb. 5.66). Der Druck ist konstant und beträgt 2,2 bar /BAL 17b/.

Der von außen in den BYPASS eingeleitete Argonmassenstrom hat einen Gesamtwert von 6 g/s, wobei 1,2 g/s zum Freihalten der Fenster für die Videokameras dient (COOLING3, COOLING7) und der Anteil von 4,8 g/s zur Kühlung des Bündelkopfes (COOLING9) verwendet wird (s. Abb. 5.64).

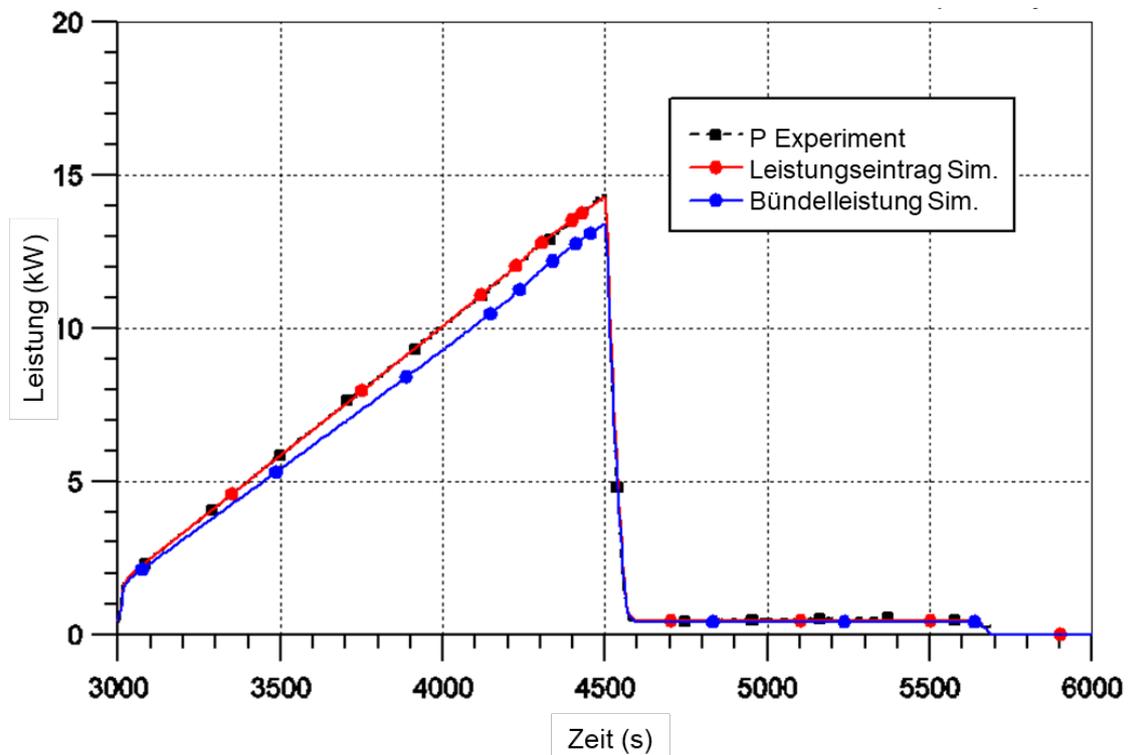


Abb. 5.63 Heizleistung des Bündels /BAL 17b/

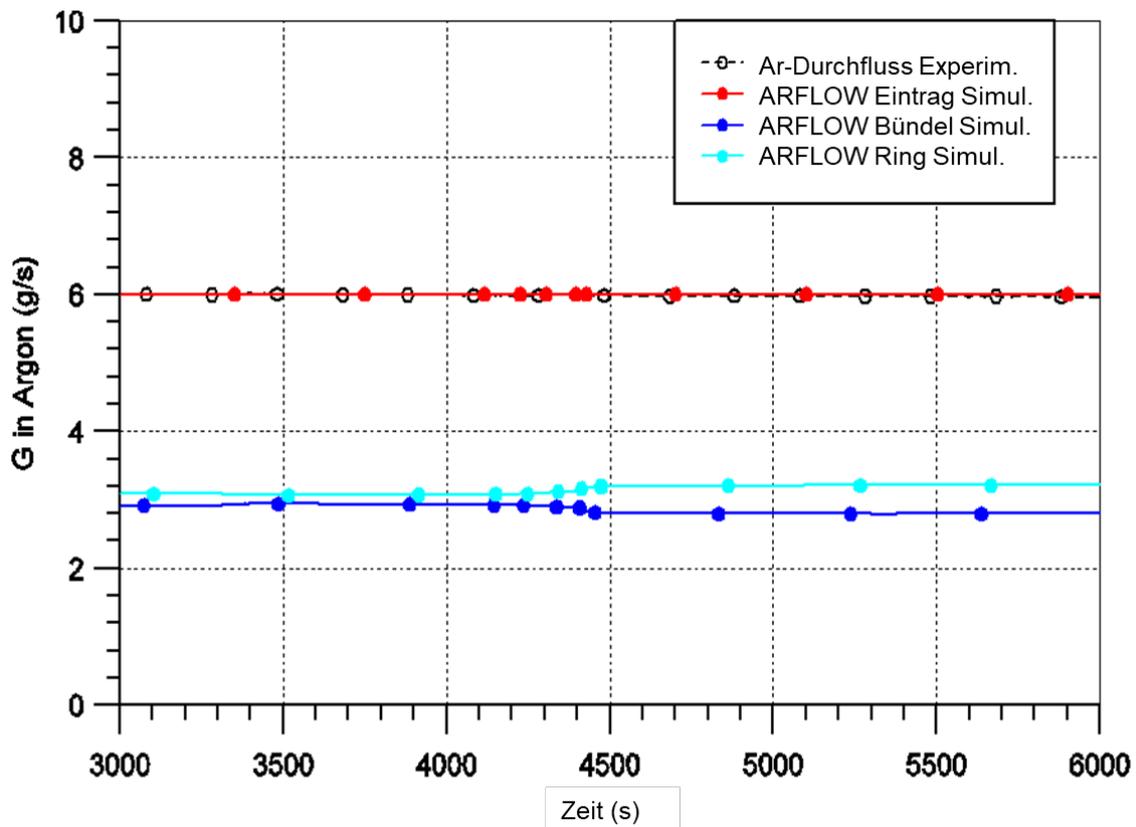


Abb. 5.64 Massenstrom der Argon-Strömung /BAL 17b/

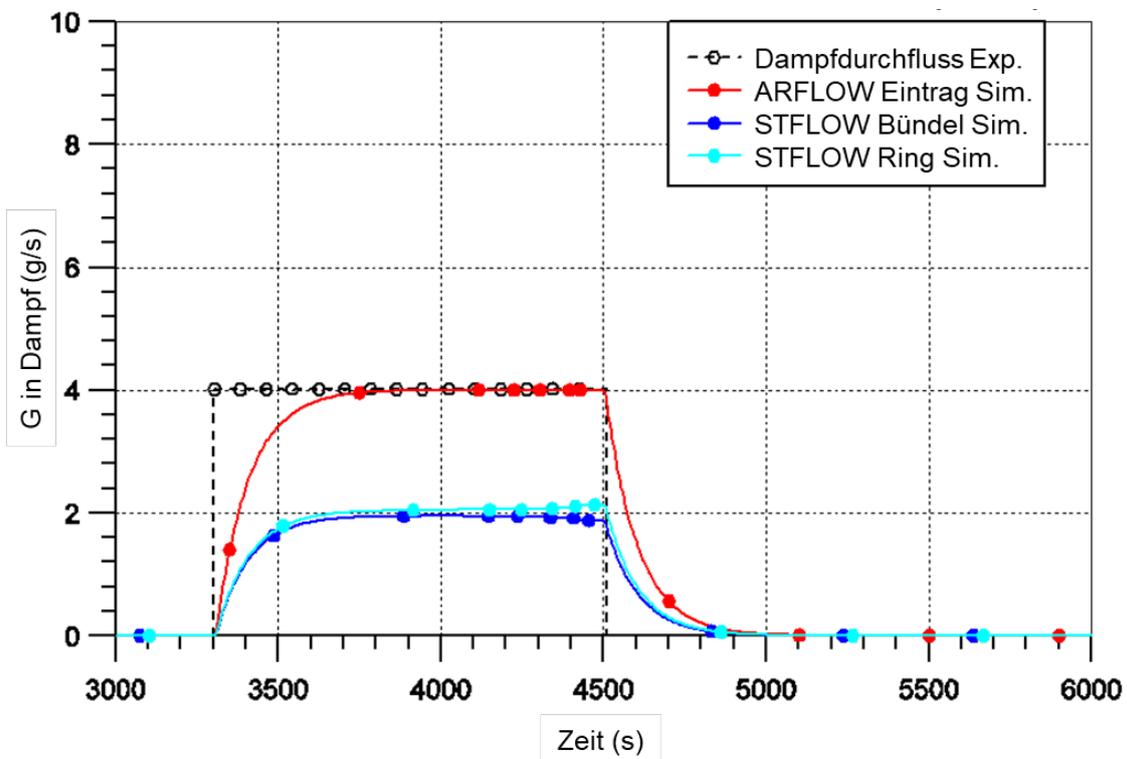


Abb. 5.65 Massenstrom der Dampf-Einströmung /BAL 17b/

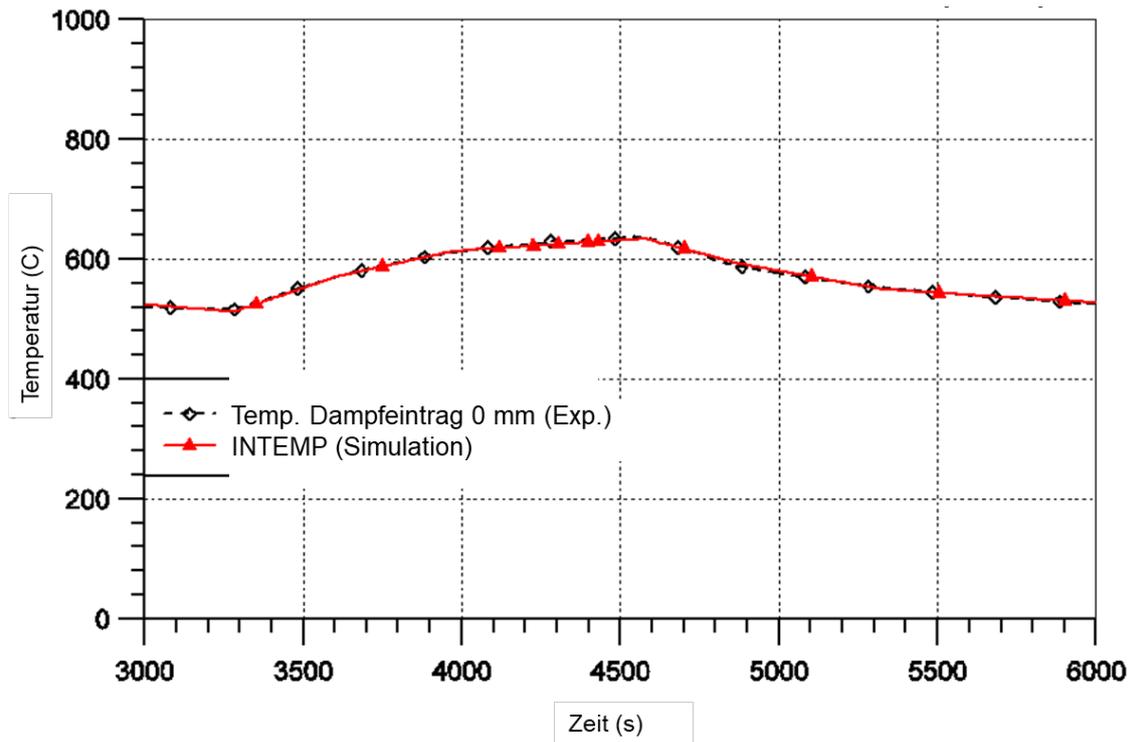


Abb. 5.66 Temperatur der Dampf- und Argoneinspeisung /BAL 17b/

### 5.4.3.3 Wichtige Modelloptionen und Annahmen für die Simulation

Für die hier gezeigte Nachrechnung wurde die Version ATHLET-CD 3.1A eingesetzt, wobei im Wesentlichen die Standardoptionen und die empfohlenen Werte der Eingabedaten verwendet wurden. Die für die Rechnung wichtigsten Optionen und Annahmen werden im Folgenden kurz beschrieben (vgl. /BAL 17b/).

#### Oxidationsmodell

Für die Berechnung der Reaktion von Zr 1% Nb mit dem in der Strömung vorhandenen Dampf wird die Korrelation von Cathcart-Urbaniak/Heidrick (Option 2, früher Option 16) verwendet. Diese Korrelation wird einheitlich sowohl für die Brennstab-Hüllrohre (IOXMOD) und deren Schmelze (IOXML), als auch für die Oxidation des Shroud benutzt. Die ursprünglich für die Materialzusammensetzung Zr 1% Nb implementierte Korrelation von Sokolov (IOXMOD = 18), die bei der ersten Nachrechnung des Versuchs CORA-W2 verwendet wurde, ist nicht mehr verfügbar, da sie sich bei den Nachrechnungen der Parameter-Versuche nicht bewährt hat.

Der Übergang von parabolischer zu linearer Oxidationsrate, der den Zustand vor bzw. nach dem Aufplatzen bzw. Ablättern der Hüllrohre charakterisiert, wird im Programm

durch die Vorgabe einer bestimmten Oxidschichtdicke (0,1 – 0,5 mm) und entsprechend einer Empfehlung des KIT durch die zusätzliche Einhaltung einer Temperaturobergrenze ( $T < 1.300 - 1.400 \text{ K}$ ) modelliert. In der durchgeführten Simulation wurde durch die Wahl einer hohen Grenzschichtdicke (ROXLIM = 1.0) der Übergang auf lineare Oxidationsraten ( $\rightarrow$  höhere Werte der exothermen Reaktion) für den Feststoff nicht verwendet. Für den Shroud wurde dieser Übergang ebenfalls nicht benutzt (HROXLM = 1). Für die Schmelze wurde der Wert auf ROXLMM = 1.D-3 gesetzt, womit sich die Schmelzeoxidation gegenüber einer Rechnung mit dem empfohlenen Wert (ROXLMM = 1.D-4) niedriger ergibt.

### **Wichtige Optionen der Eingabedaten**

Der Wert des externen Widerstands der zuführenden Leitungen hat bei den Nachrechnungen der Versuche großen Einfluss auf die Ergebnisse. Die gezeigten Ergebnisse wurden mit WHRES0 = 1,0 m $\Omega$ /rod erzielt, wobei der Wert im Zeitbereich der Leistungserhöhung entsprechend den Angaben der Experimentatoren (s. /HAG 94a/, Fig. 19) auf 3,8 m $\Omega$ /Stab zunimmt.

Die durchströmten Querschnittsflächen und die hydraulischen Durchmesser der sechseckigen Bündelanordnung und des umgebenden Ringspalts wurden entsprechend eigener Berechnungen in den Datensatz eingetragen. Während sich bei den Querschnittsflächen nur geringe Abweichungen gegenüber dem Datensatz der letzten Nachrechnung /STE 03/ ergaben, wurden die hydraulischen Durchmesser im Bündel stärker korrigiert. Für die Simulation wird hinsichtlich der Wärmestrahlung kein sechseckiger, sondern ein rotationssymmetrischer Strömungskanal angenommen, der vor allem beim Wärmeaustausch zwischen dem Brennstabbündel und dem Shroud eine Rolle spielt.

Die Molybdän- und Kupfer-Elektroden der Heizstäbe sowie die „End Plugs“ des Absorberstabs, die in der vorausgehenden Simulation nicht berücksichtigt waren, wurden in den Eingabedaten-Abschnitten PW (Pseudo-Control Word) RODPLUG und PW CRPLUG definiert. Die gemittelten Stoffwerte der Materialzusammensetzung aus Wolfram-Heizer und UO<sub>2</sub>-Pellet wurden entsprechend den jeweiligen Radien von Wo und UO<sub>2</sub> sowie abhängig von der Zahl der beheizten und unbeheizten Stäbe neu berechnet. Die Materialeigenschaften des oxidierten Hüllrohrs bzw. der oxidierten Bündeleinfassung wurden aus den Datensätzen für die Nachrechnung der PARAMETER-Versuche übernommen, da auch hier das Hüllrohrmaterial Zr 1% Nb verwendet worden war.

#### 5.4.4 Ergebnisse

Die Simulation wurde bis zu einer Problemzeit von 6.000 s durchgeführt, wobei die Rechenzeit auf dem GRS-Cluster *manni* nur 69 s betrug. In den Vergleichsdiagrammen erfolgt die Kennzeichnung der experimentellen Ergebnisse (gestrichelte Linien) entsprechend der Instrumentierungsliste. Die Kennzeichnung der mit ATHLET-CD errechneten Daten (durchgezogene Linien) ergibt sich aus dem Nodalisierungsmodell. Die Höhenangaben in den Darstellungen entsprechen den Angaben der Versuchsanlage; die beheizte Länge der Brennstäbe liegt zwischen 0,0 m und 1,0 m.

##### 5.4.4.1 Temperaturen

###### Heizstabtemperaturen

Die gemessenen und berechneten Temperaturverläufe der Heizstab-Hüllrohre sind in den Abb. 5.67 bis Abb. 5.71 für die Höhen 350, 550, 750, 850 und 950 mm gegenübergestellt.

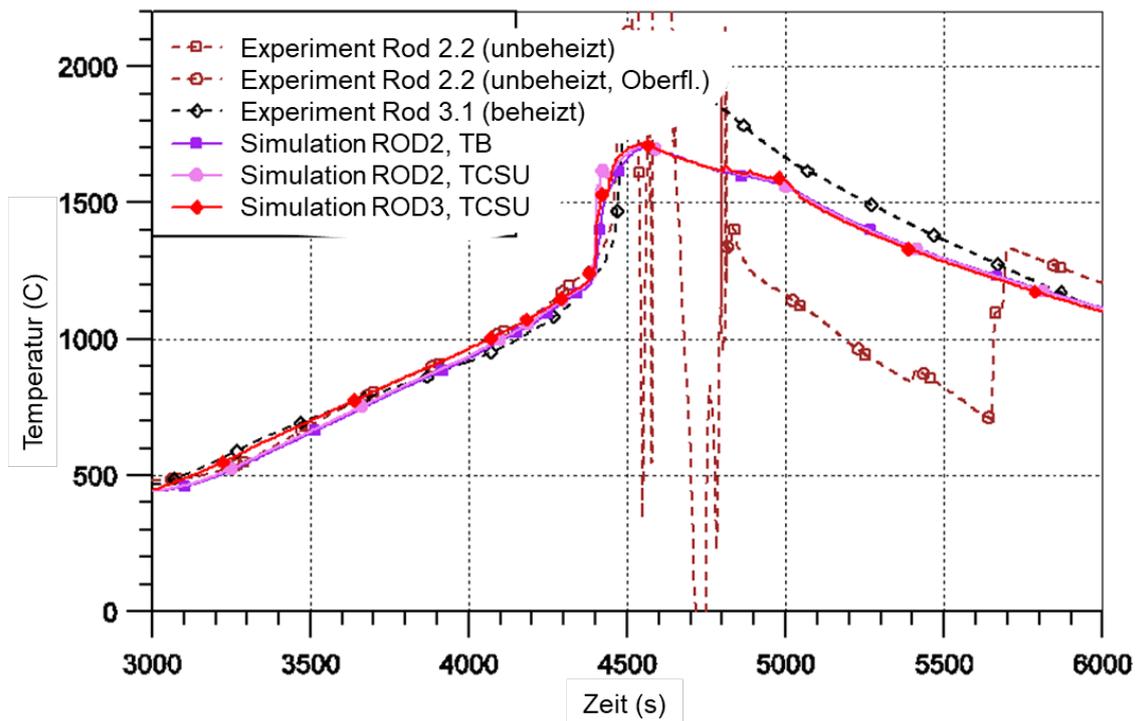


Abb. 5.67 Temperaturen der Brennstäbe in 350 mm Höhe /BAL 17b/

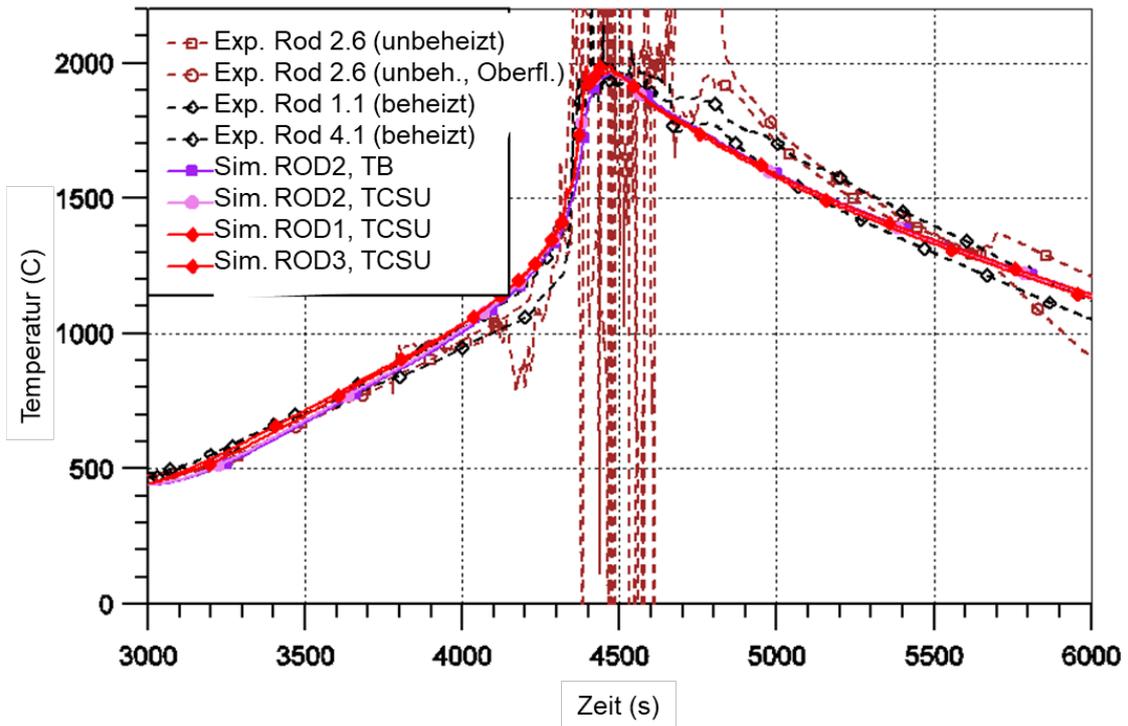


Abb. 5.68 Temperaturen der Brennstäbe in 550 mm Höhe /BAL 17b/

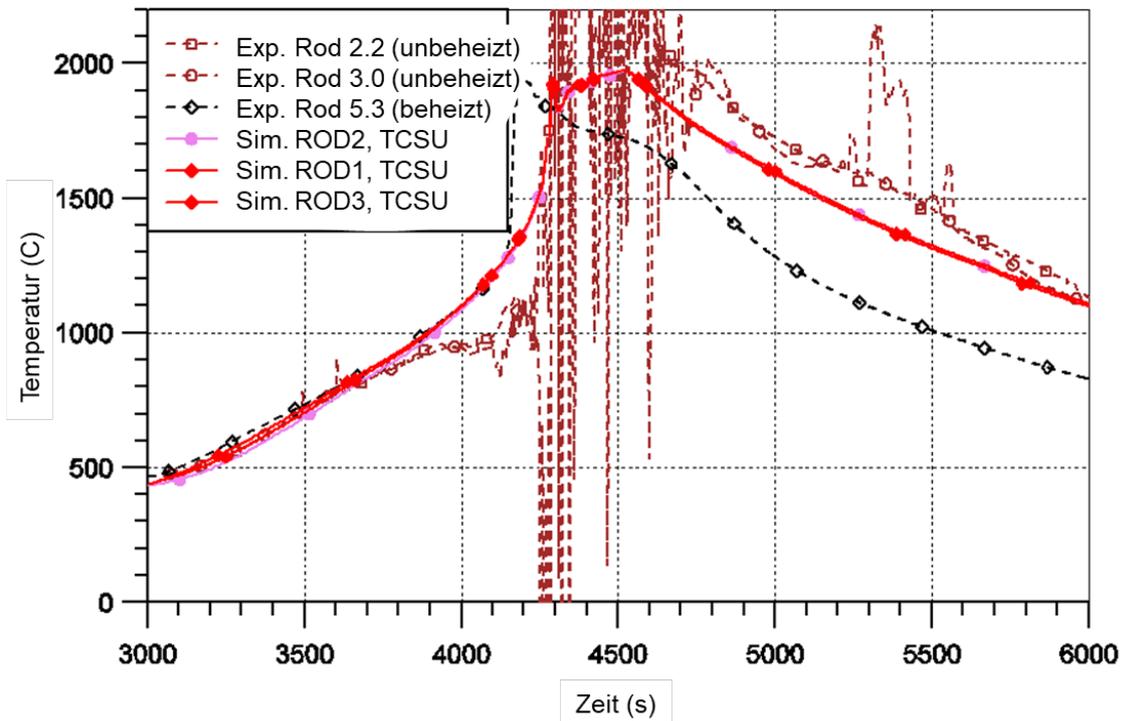


Abb. 5.69 Temperaturen der Brennstäbe in 750 mm Höhe /BAL 17b/

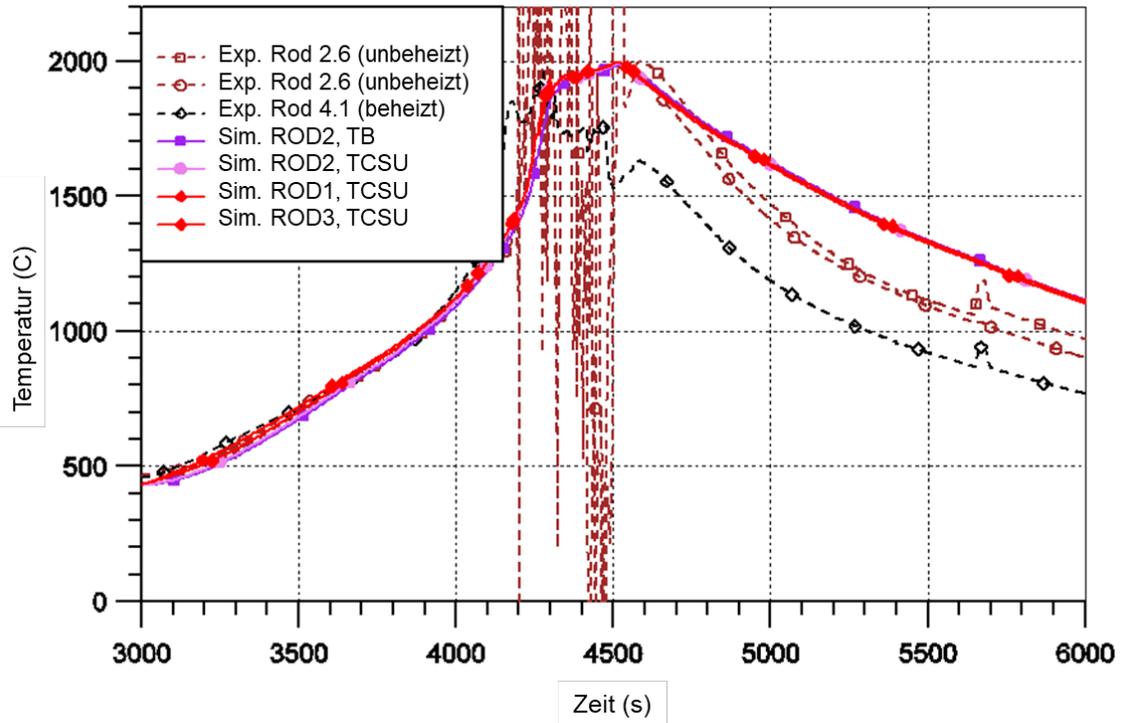


Abb. 5.70 Temperaturen der Brennstäbe in 850 mm Höhe /BAL 17b/

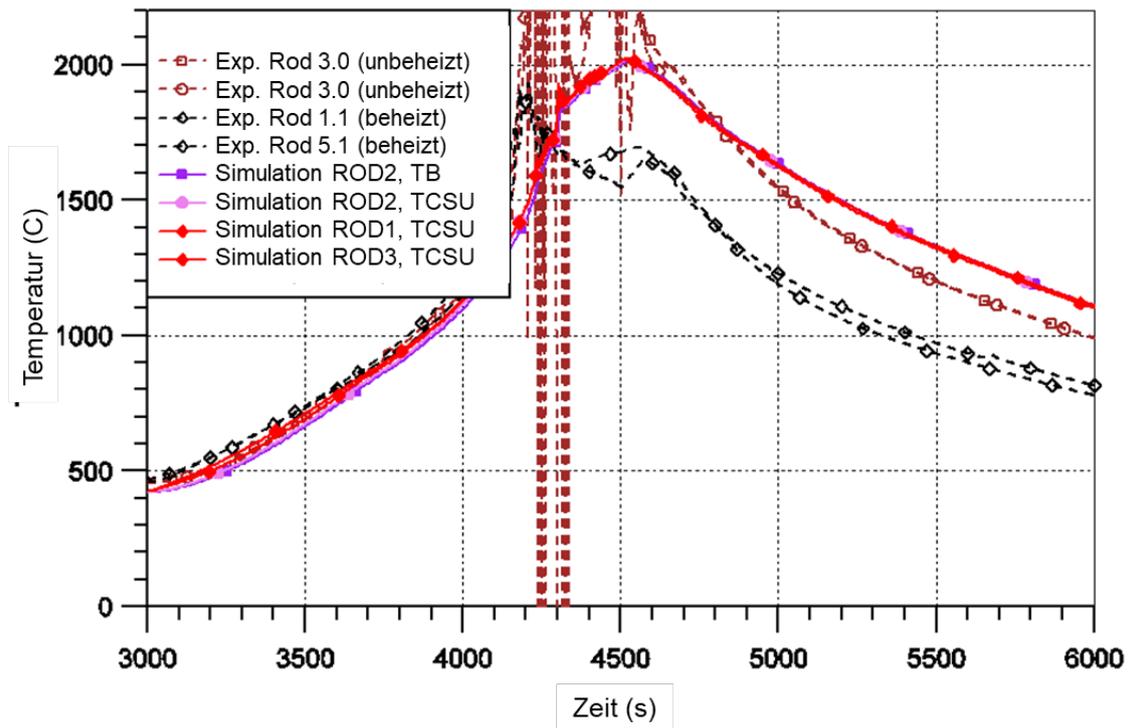
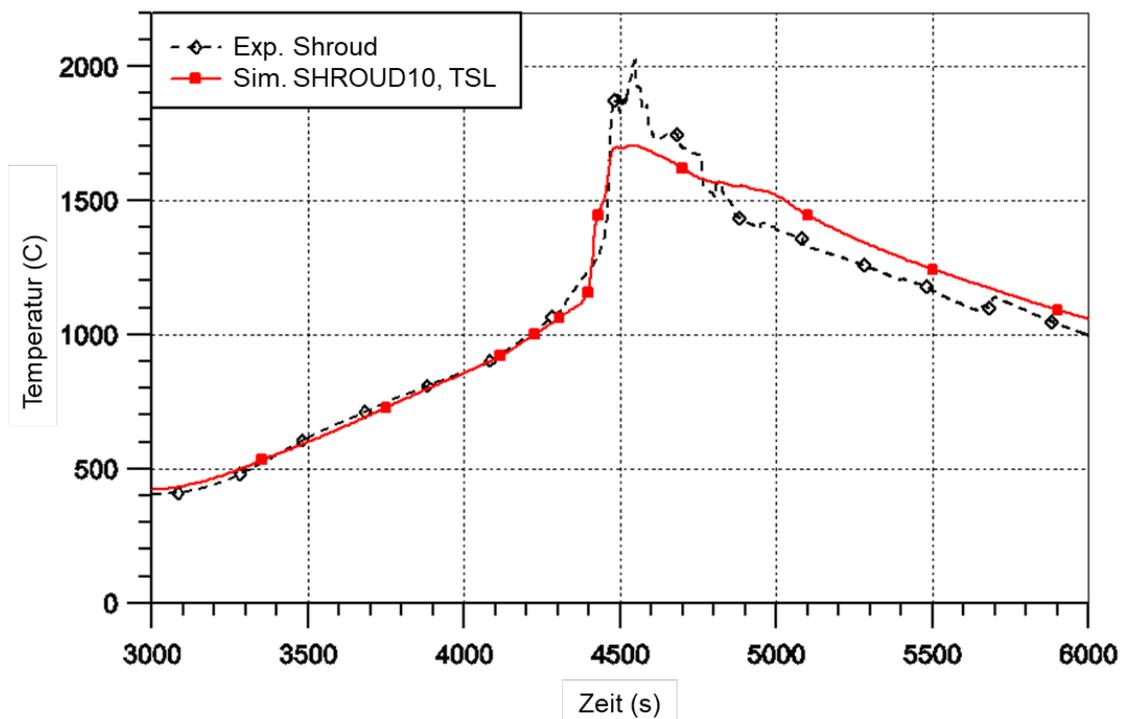


Abb. 5.71 Temperaturen der Brennstäbe in 950 mm Höhe /BAL 17b/

In der Aufheizphase zeigt der Vergleich der Messdaten von beheizten und unbeheizten Stäben nur geringe Unterschiede. Im Zeitbereich der Aufheizung bis zur ersten Eskalation der Messwerte nach ca. 4.150 s stimmen die berechneten Temperaturen sehr gut

mit den Versuchsdaten überein. Ab dem Zeitpunkt der Temperatureskalation aufgrund der exothermen Hüllrohroxidation versagen nahezu alle Thermoelemente. Die maximale, noch als zuverlässig geltende Temperatur wird für die Höhe 650–750 mm mit 1.900 °C angegeben /HAG 94a/, in der Rechnung werden im Bereich 850 und 950 mm Maximaltemperaturen von 2.000 °C erreicht. In der Abkühlphase zeigen sich ab 4.500 s bei den Messdaten starke Unterschiede zwischen unbeheizten und beheizten Stäben, wobei die Temperaturen der unbeheizten Stäbe in den Bündelhöhen der Maximaltemperaturen (750-950 mm) bis zu 500 °C, über denen der beheizten Stäbe liegen. Hier stimmen die Temperaturverläufe der Simulation eher mit den Messdaten der unbeheizten Stäbe überein, wobei sich die Stäbe zum Ende des Versuchs im Zeitbereich zwischen 5.000 und 6.000 s in der Rechnung tendenziell etwas zu langsam abkühlen. Eine Erklärung hierfür ist die Tatsache, dass in der Simulation das vollständige Versagen der Bündelumfassung oberhalb von 600 mm nicht modelliert und daher der Wärmeverlust für den oberen Bündelbereich nicht realistisch abgebildet wird. Dies zeigt sich auch beim Vergleich der Temperaturverläufe von Shroud, Shroudisolierung und Hitzeschild für die Höhe 850 mm (Abb. 5.72 bis Abb. 5.76).



**Abb. 5.72** Temperatur des Shroud in 350 mm Höhe /BAL 17b/

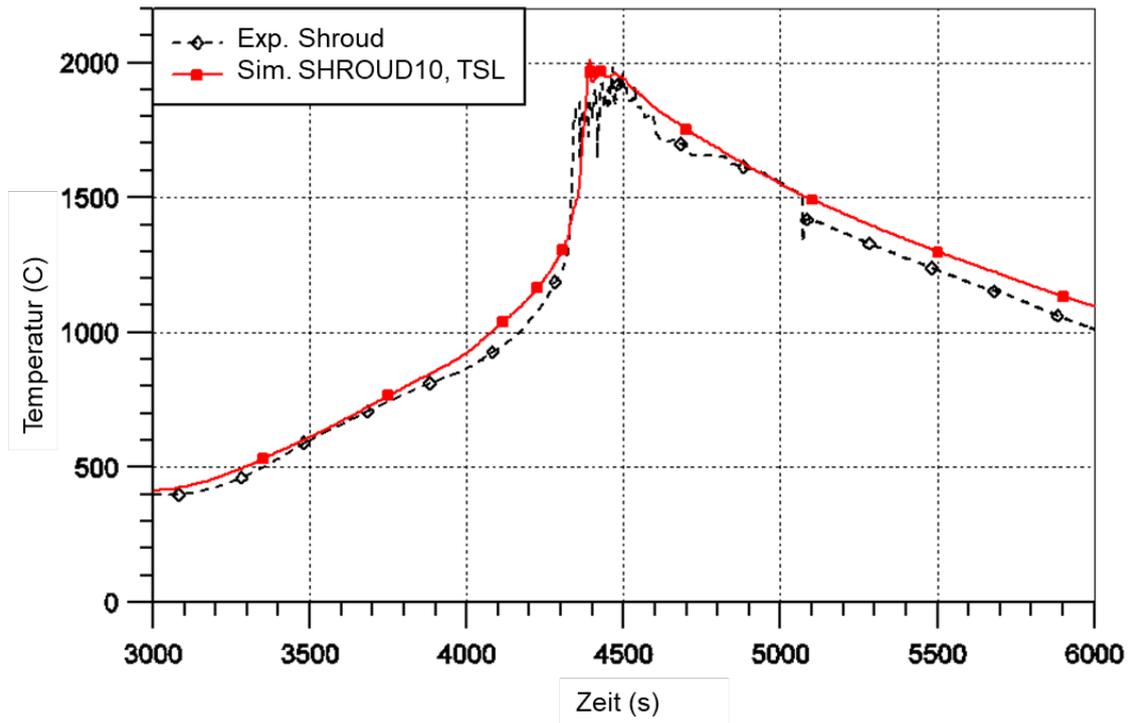


Abb. 5.73 Temperatur des Shroud in 550 mm Höhe /BAL 17b/

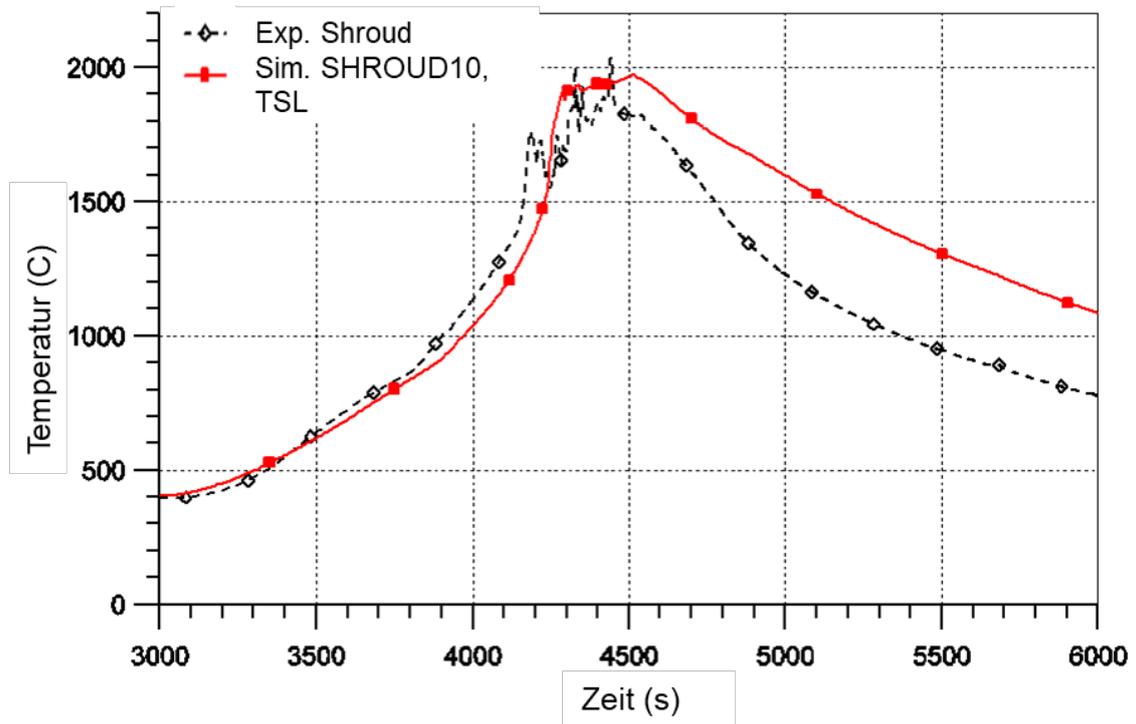


Abb. 5.74 Temperatur des Shroud in 850 mm Höhe /BAL 17b/

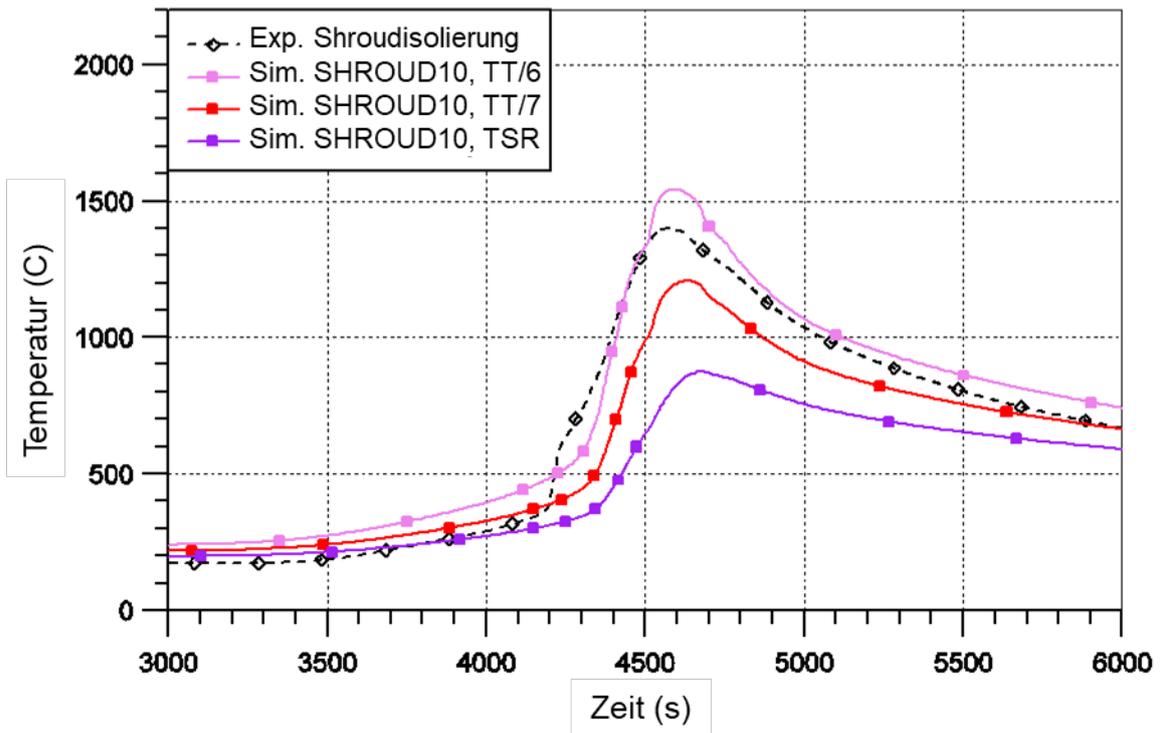


Abb. 5.75 Temperatur der Shroudinsolierung in 850 mm Höhe /BAL 17b/

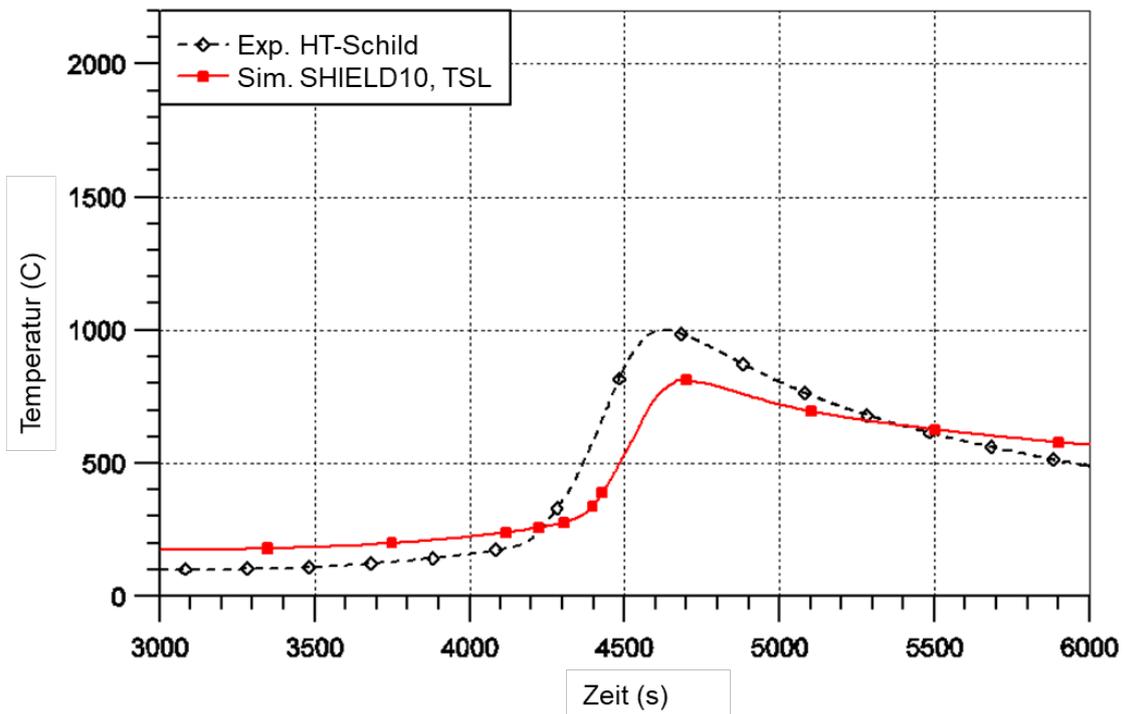


Abb. 5.76 Temperatur des Hitzeschildes in 850 mm Höhe /BAL 17b/

## Temperaturen des Absorberstabs

In Abb. 5.77 und Abb. 5.78 sind die Temperaturen des Absorberstabs in den Höhen 600 und 800 mm aufgetragen. Während die Messdaten im Führungsrohr des Absorbers in der Aufheizphase gut von der Simulation wiedergegeben werden, ist ein Vergleich der Temperaturen des Absorbermaterials  $B_4C$  (Experiment innerer Ring – Simulation CRTA/CRTC) wegen des frühzeitigen Versagens der Thermolemente nicht möglich. Dieses beginnt im Test für den Absorber bereits bei Temperaturen um  $1.000\text{ }^\circ\text{C}$  aufgrund der Wechselwirkung zwischen  $B_4C$  und Edelstahl, im späteren Verlauf zeigen auch die Messwerte des Führungsrohres keine verlässlichen Daten mehr an.

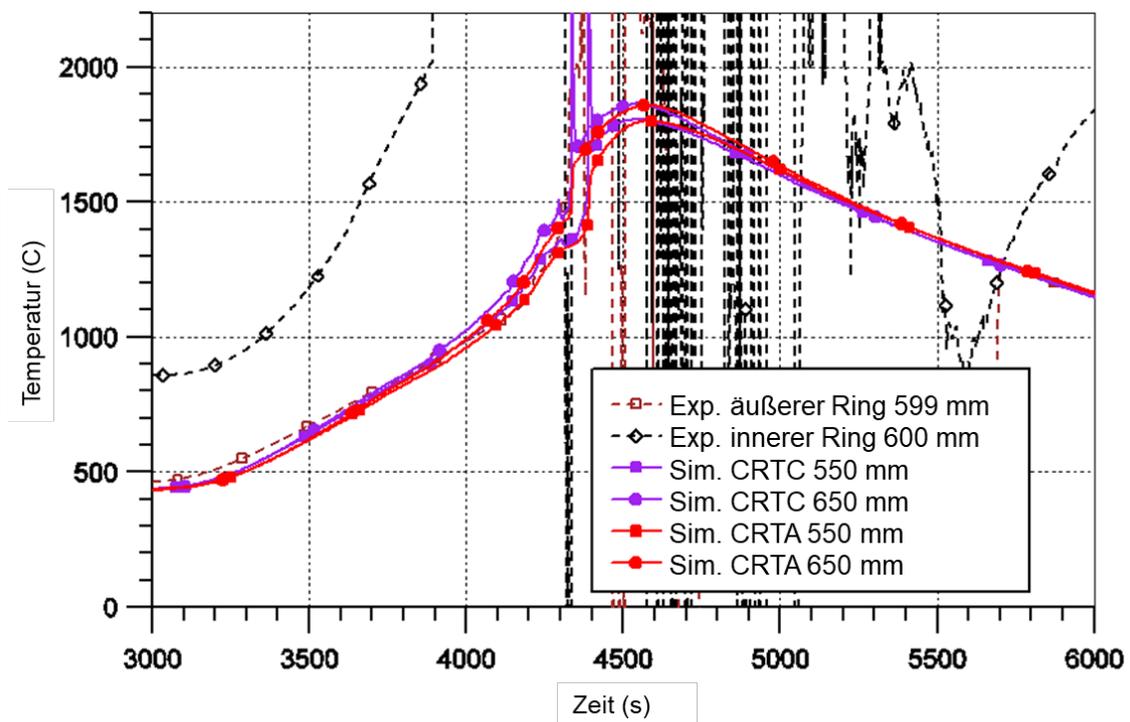
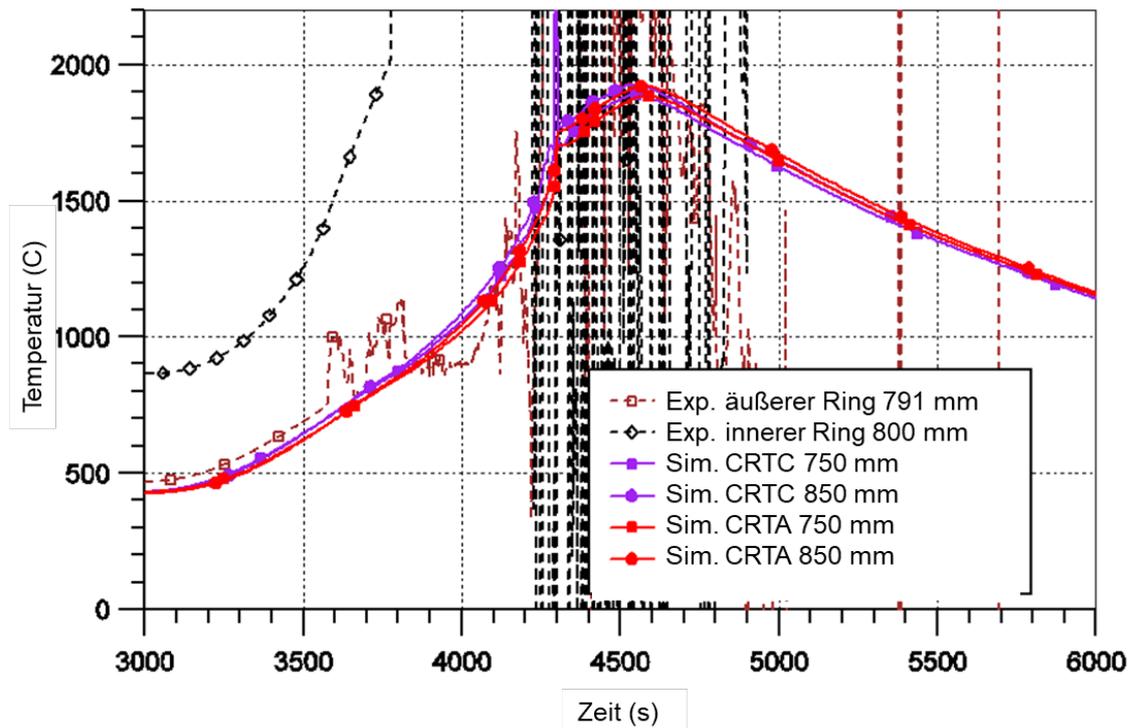


Abb. 5.77 Temperatur des Absorberstabs in 600 mm Höhe /BAL 17b/



**Abb. 5.78** Temperatur des Absorberstabes in 800 mm Höhe /BAL 17b/

### Temperaturen der Bündelumfassung (Shroud und Hitzeschild)

In Abb. 5.72 bis Abb. 5.74 sind die gemessenen und berechneten Shroud-Temperaturen in 350, 550 und 850 mm Bündelhöhe aufgetragen. Hier deutet der Messdatenverlauf darauf hin, dass auch im Zeitbereich der Temperatureskalation bis hin zum Ende der Datenaufzeichnung eine verlässliche Messung vorliegt und somit für den gesamten Zeitbereich ein Vergleich mit der Simulation möglich ist. Die Gegenüberstellung zeigt eine sehr gute Übereinstimmung für den gesamten Zeitbereich für die untere und mittlere Bündelregion; in der Höhe 850 mm erfolgt die Abkühlung zu langsam, wie sich das bereits bei den Brennstäben ergeben hat und was mit dem nicht modellierten Schmelzen des Shroud begründet werden kann.

In Abb. 5.75 sind die am äußeren Rand der Shroudisolierung berechneten Temperaturen für die Position 850 mm mit dem gemessenen Verlauf verglichen, wobei die Eindringtiefe des Messfühlers in die Isolierung nicht bekannt ist. Während die im Inneren der Isolierung berechneten Temperaturen noch gut mit den gemessenen Daten übereinstimmen, zeigt sich ein verzögerter Temperaturanstieg für die Rechnung am Rand und auf der äußeren Oberfläche (TSR – Temperature Surface Right).

Dieser Vergleich sowie ein ähnlicher Befund beim Vergleich der Hitzeschildtemperaturen (Abb. 5.76) bestätigt den schnelleren Wärmetransport von innen nach außen im Versuch wegen dem ab dem Zeitpunkt der Eskalation auf dieser Höhe geschmolzenen und daher nicht mehr vorhandenen Shroud.

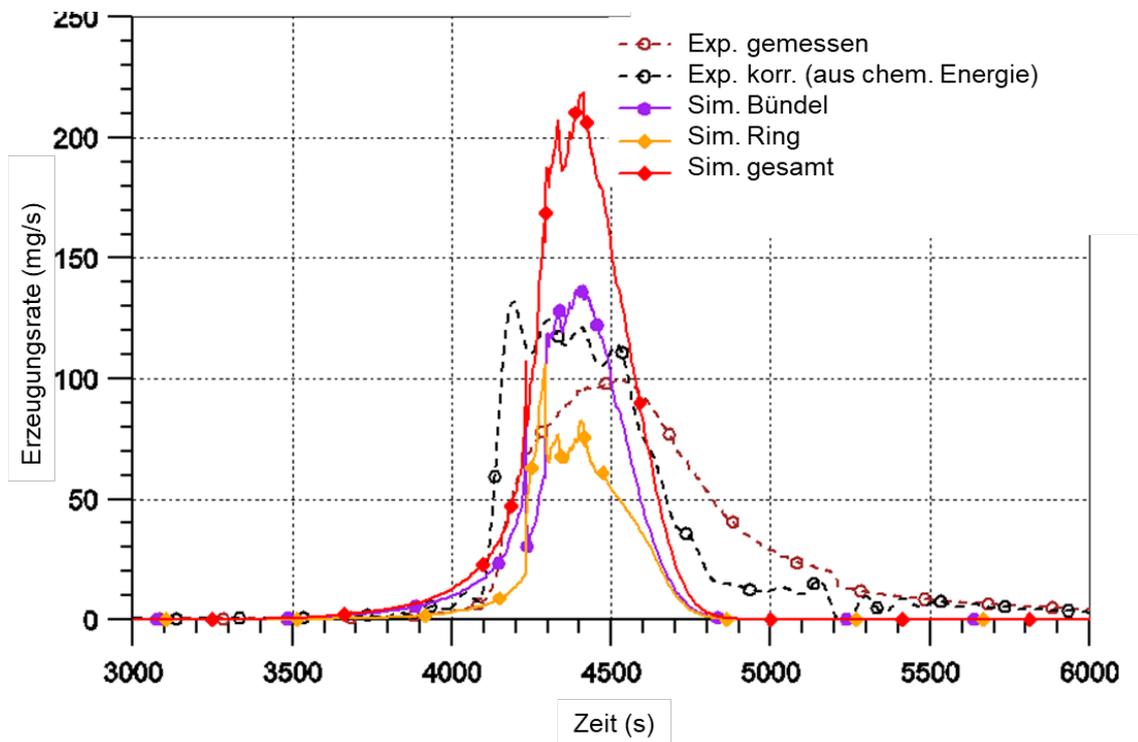
#### 5.4.4.2 Wasserstofferzeugung und Oxidschichtdicke

Im Versuch wird der bei der Zirkon-Dampf-Reaktion erzeugte Wasserstoff mit Massenspektrometern in der Mischungskammer gemessen; der relative H<sub>2</sub>-Anteil in der Mischungskammer wurde nach einer Kalibrierung in die H<sub>2</sub>-Erzeugungsrate umgerechnet und als Messwert zur Verfügung gestellt (Abb. 5.79). Während der hierbei resultierende Verlauf eine starke Verzögerung mit anhaltender H<sub>2</sub>-Erzeugung auch nach dem Abschalten der Dampfeinströmung zeigt, ist der aus der chemischen Leistungserzeugung resultierende, korrigierte Verlauf stärker an den Zeitbereich der Dampfeinströmung gekoppelt. In der Rechnung werden für die Erzeugungsrate höhere Maximalwerte erreicht; der Zeitbereich mit höheren H<sub>2</sub>-Erzeugungsraten ist jedoch wesentlich kürzer, so dass die integral erzeugte Wasserstoffmasse zum Ende der Rechnung mit 74,6 g sehr gut mit den Versuchsdaten übereinstimmt (Abb. 5.80). Hierbei entfällt in der Simulation ein Anteil von 46 g auf die Zr1%Nb-Hüllrohre des Stabbündels und 28 g auf den Shroud, wobei die Schmelzeoxidation des Stabbündels 4,6 g beiträgt.

Der Umfang der Oxidation von Borkarbid kann wegen der im Test durch die Massenspektrometer nicht erfassten Anteile der hierbei erzeugten Gase CO, CO<sub>2</sub> und CH<sub>4</sub> nicht überprüft werden. In der Simulation ergeben sich insgesamt 12,4 g CO, 16,8 g CO<sub>2</sub> sowie 0,02 g CH<sub>4</sub>, was einem B<sub>4</sub>C-Umsatz von 46,6 g und einem oxidierten Anteil von 65 % entspricht ( $FB_4COX = 0,65$ ). Obwohl das Bündel aus insgesamt 19 Stäben nur 1 Absorberstab enthält, trägt die aus der Borkarbid-Reaktion resultierende Wasserstoffmenge ( $CRACH_2 = 13,65$  g) einen Anteil von 18 % zur Gesamterzeugung von 74,6 g bei.

Betrachtet man die axiale Verteilung der Oxidschichtdicken der Hüllrohre (Abb. 5.81), so zeigt sich, dass die im Bereich zwischen 400 und 950 mm erreichten Oxidschichtdicken gut mit den aus dem Versuch ermittelten Werten übereinstimmen, das Maximum der Oxidation liegt jedoch im Versuch im Bereich der unteren Gitterplatte, wohingegen in der Rechnung der höchste Wert am oberen Ende der beheizten Länge auftritt. Der Grund hierfür ist darin zu sehen, dass in der Simulation die Oxidation des geschmolzenen und bereits nach unten verlagertem Material, zwar als Oxidation in der Schmelze berücksichtigt ist, jedoch nicht mehr als zunehmende Dicke betrachtet wird. Das oberhalb des

geschmolzenen Bereichs liegende Segment kann dagegen weiterhin als Feststoff reagieren und erreicht hohe Werte der Oxidschichtdicke (Abb. 5.82). Hier zeigt die Rechnung aufgrund der Tatsache, dass kein Schmelzen modelliert wird und die Oxidation des Feststoffs während der gesamten Phase hoher Temperaturen fortschreitet, höhere Werte der Oxidschichtdicke als bei den Hüllrohren.



**Abb. 5.79** Rate der Wasserstofferzeugung /BAL 17b/

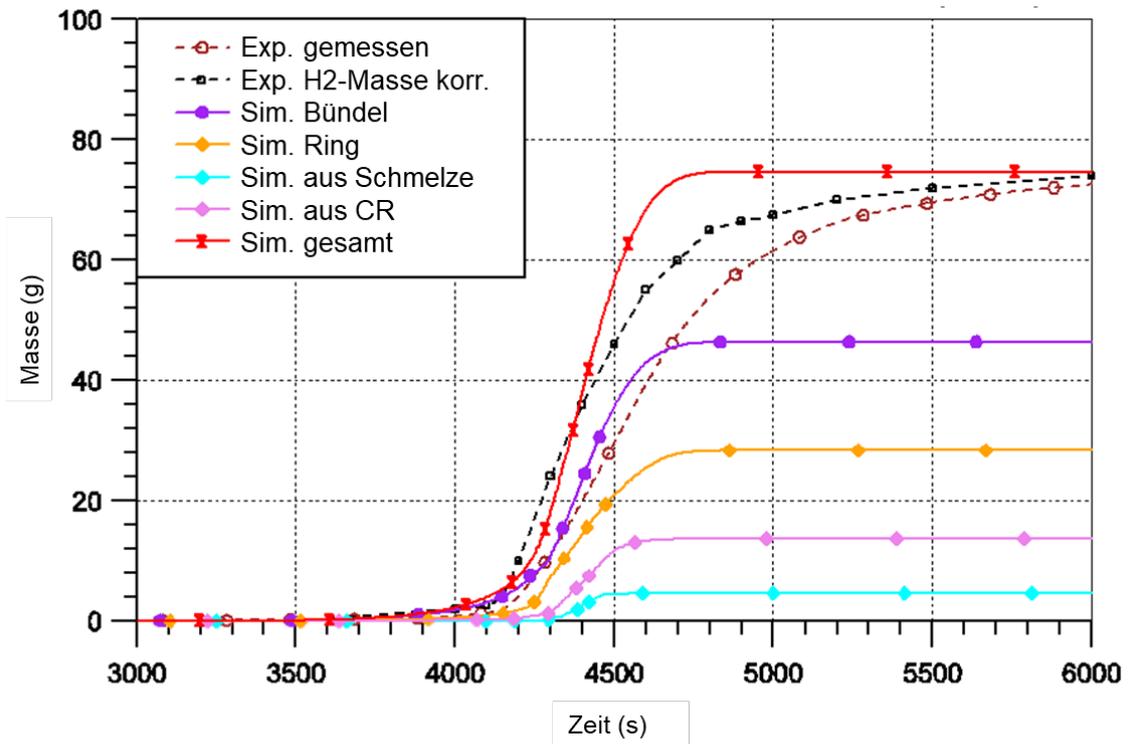


Abb. 5.80 Integrale Wasserstofferzeugung /BAL 17b/

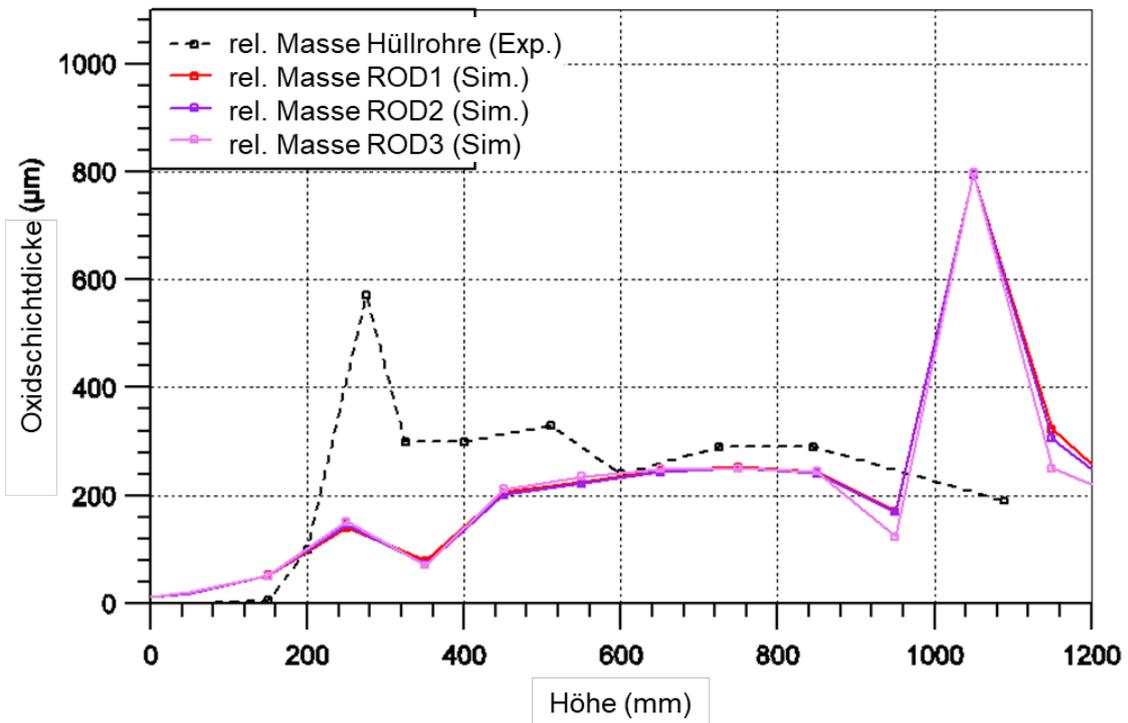
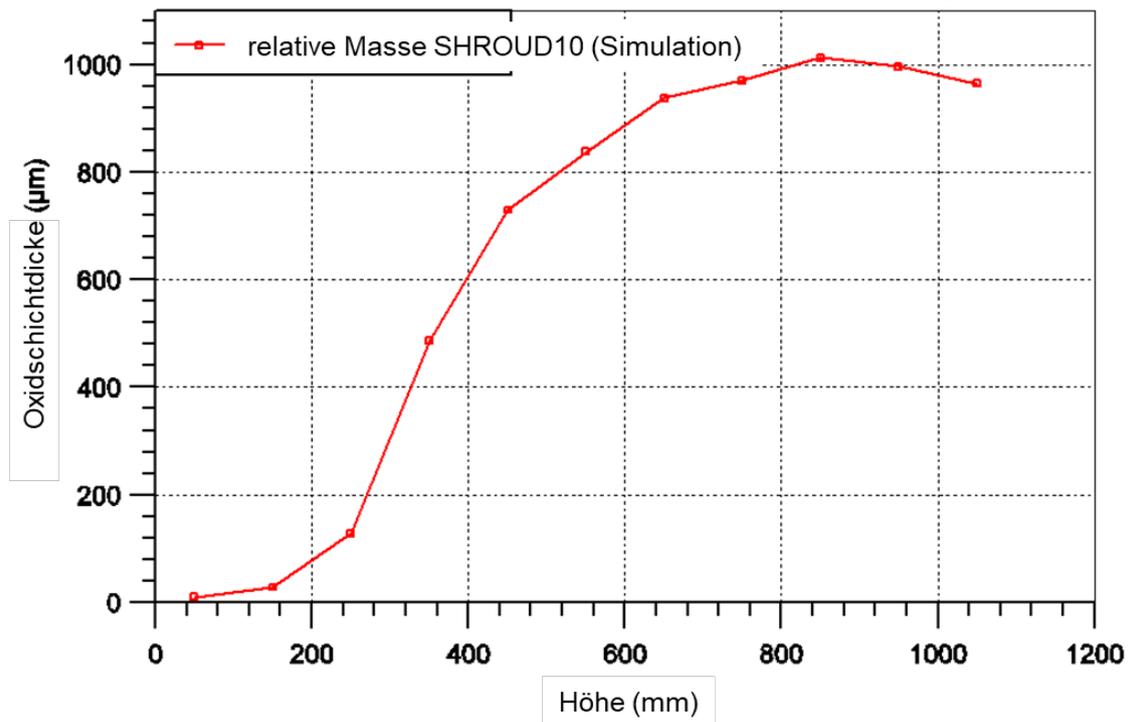


Abb. 5.81 Axiale Verteilung der Oxidschichtdicken der Hüllrohre /BAL 17b/



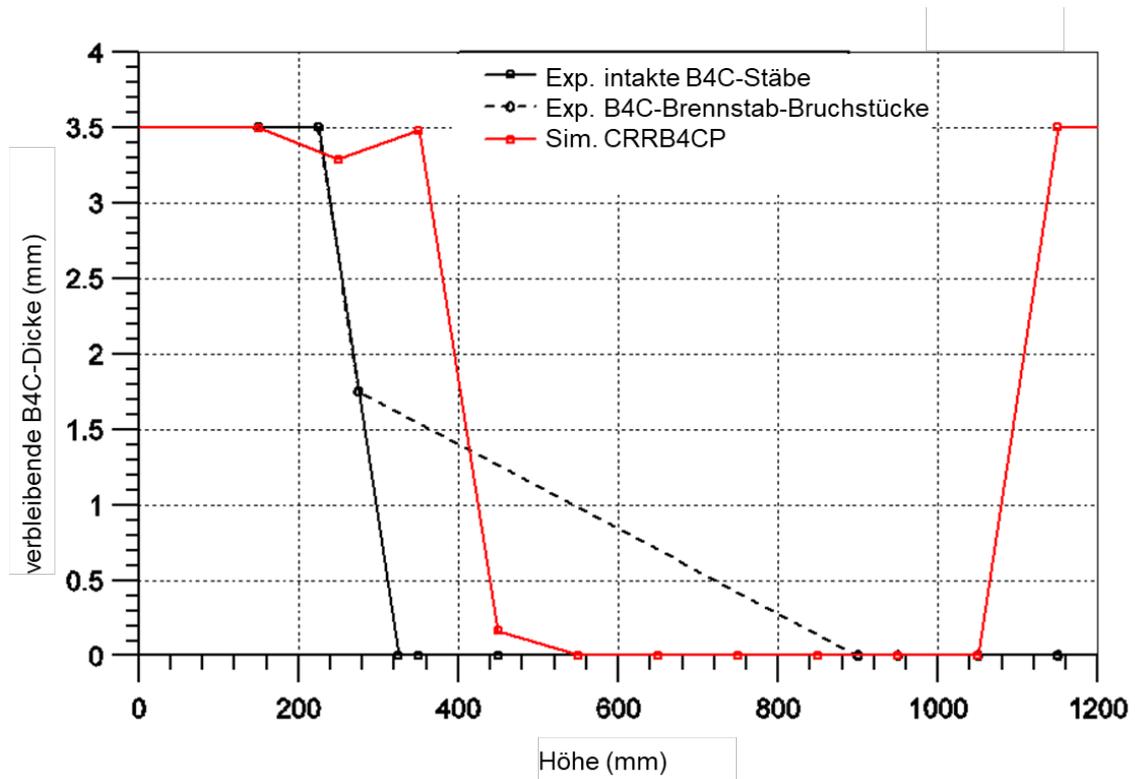
**Abb. 5.82** Axiale Verteilung der Oxidschichtdicken für den Shroud /BAL 17b/

#### 5.4.4.3 Materialverlagerung

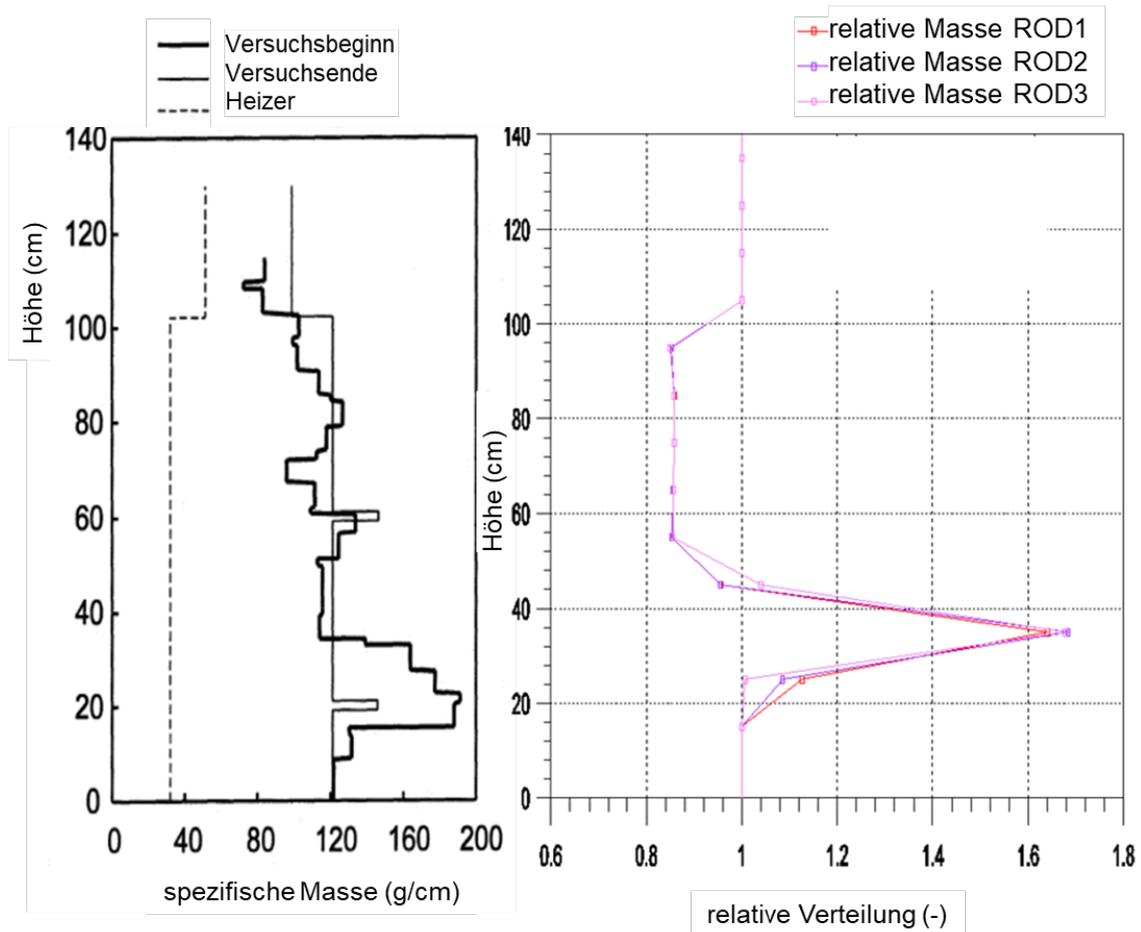
Für den Versuch wurde ein frühzeitiger Beginn der Verlagerung von eutektischen Schmelzen aus der Wechselwirkung des Absorbermaterials Borkarbid mit dem Edelstahl von „cladding“ und „guide tube“ nachgewiesen. Die hierbei ablaufende Reaktion ist in der vorliegenden Rechnung modelliert, wobei die Verlagerung des Absorbermaterials aufgrund des Aufschmelzens bei einer per Eingabedaten vorgegebenen Temperatur von 1.250 °C simuliert wird (CRTVER=1523K).

Abb. 5.83 zeigt eine Gegenüberstellung der in den post-test Untersuchungen ermittelten Materialverteilung von Borkarbid mit den Rechendaten (6.000 s). Das in der Rechnung bei ca. 4.100 s beginnende Abschmelzen des B<sub>4</sub>C-SS-Materials schreitet zügig voran und hinterlässt entleerte Bereiche in den Regionen 450 bis 1.050 mm. Zum Ende der Rechnung ist das Absorbermaterial in den unteren Kernbereich verlagert. Dieses Ergebnis deckt sich zufriedenstellend mit dem Befund der nachträglichen Versuchsauswertung, bei der das Borkarbid nur noch fragment- bzw. spurenweise im Bereich oberhalb von 300 mm vorgefunden wurde.

Auch für die Materialverteilung im Stabbündel (Abb. 5.84) zeigt sich übereinstimmend in Experiment und Simulation die größte Materialansammlung im Bereich um bzw. oberhalb der Gitterplatte in ca. 200 - 300 mm Höhe. Da in der Rechnung die Gitterplatte nur als Strömungswiderstand simuliert ist, wird die Teilblockade in dieser Ebene hier zuerst durch die verlagerte und wieder erkaltete Absorberschmelze verursacht, wohingegen im Versuch das Gitter bereits von Anfang an die Verlagerung behindert. Die auf 600 mm Höhe befindliche Gitterplatte wirkt im Versuch bis zu deren Abschmelzen ebenfalls als Hindernis für die Verlagerung, wohingegen in der Rechnung bis zum oberen Rand der beheizten Zone eine eher gleichmäßige Abtragung stattfindet.



**Abb. 5.83** Axiale Verteilung des Absorbermaterials B<sub>4</sub>C /BAL 17b/



**Abb. 5.84** Axiale Materialverteilung des Bündels /BAL 17b/

#### 5.4.5 Zusammenfassende Bewertung

Das Experiment CORA-W2 wurde mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD Mod 3.1 Cycle A nachgerechnet und die Rechenergebnisse mit den Messdaten verglichen.

Bei der vorliegenden Rechnung war es das Hauptziel, bei gegenüber bisherigen Rechnungen wesentlich vereinfachter Nodalisierung (Querströmung zwischen dem Bündelbereich und dessen Peripherie), neueren Modellen (Modellierung der  $B_4C$ -Oxidation) und in großem Umfang den Empfehlungen entsprechenden Eingabeoptionen, das Verhalten der WWER-typischen Versuchsanlage korrekt zu simulieren und somit die Programmversion und den aktualisierten Datensatz zu verifizieren.

Wie bereits bei früheren Rechnungen konnte das thermohydraulische Verhalten der Anlage mit dem richtigen Temperaturanstieg bei der Aufheizung und der, aufgrund der eutektischen Wechselwirkung zwischen dem Absorberstabmaterial  $B_4C$  mit dem

umgebenden Edelstahl relativ frühzeitig bei ca. 1.200 °C einsetzenden Temperatureskation, gut nachgerechnet werden. Dies konnte bei dieser Simulation ohne die Einsetzung von künstlichen Ventilen zur Bewirkung einer frühzeitigen Blockadebildung erreicht werden. Nach dem Ausschalten der Leistungszufuhr kann der zeitliche Verlauf der Abkühlung im Bereich bis zur Bündelmitte ebenfalls im Vergleich mit den nur zum Teil als zuverlässig zu wertenden Messdaten gut nachgerechnet werden. Im oberen Stabbereich führt das Abschmelzen des Bündelbehälters im Versuch, das in der Simulation nicht modelliert ist, zu einer verlangsamten Abkühlung in der ATHLET-CD-Rechnung.

Die Ergebnisse der erneuten Nachrechnung von CORA-W2 mit ATHLET-CD 3.1A zeigen, dass die Modellierung der  $B_4C$ -Reaktion in Kombination mit dem bestehenden Verlagerungsmodell für den Kontrollstab bei einer entsprechend niedrigen Verlagerungstemperatur die aus dem Versuch abgeleitete Massenverteilung für das Absorbermaterial  $B_4C$  befriedigend simulieren kann. Der Umfang der Oxidation von Borkarbid kann jedoch wegen der im Test durch die Massenspektrometer nicht erfassten Anteile der hierbei erzeugten Gase  $CO$ ,  $CO_2$  und  $CH_4$  nicht überprüft werden. Die insgesamt resultierende Wasserstoffmasse, die sich in Deckung mit dem Experiment zu 75 g ergibt, weist jedoch darauf hin, dass die aus der Borkarbid-Oxidation erhaltene  $H_2$ -Menge in ihrer Größenordnung richtig berechnet wird. Die insgesamt gute Übereinstimmung der gesamten Wasserstoffproduktion zeigt auch, dass die zur Verfügung stehenden Korrelationen für die Simulation der Feststoff- und Schmelzeoxidation auch für das in den WWER-Reaktoren verwendete Material Zr 1% Nb ausreichend gute Ergebnisse liefert.



## **6 Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse von PHÉBUS FPT3 mit ATHLET-CD**

Im Rahmen des Validierungsprojekts von ATHLET/ATHLET-CD (RS1548) wurde der Versuch PHÉBUS FPT3 nachgerechnet. Der Integralversuch FPT3 wurde 2004 in der Phébus-Versuchsanlage durchgeführt. Er war der fünfte und letzte Versuch im Rahmen des internationalen Phébus-FP-Programms. Bei diesem Versuch wurde der Einfluss von Borkarbid-Kontrollstäben auf die Kernzerstörung und das Verhalten von Spaltprodukten untersucht /TIB 19a/, /TIB 19b/.

In den letzten Vorhaben für die Entwicklung von ATHLET-CD (RS1505, RS1546) wurden viele Verbesserungen sowie neue Modelle eingebaut. Um zu überprüfen, wie sich diese Modellentwicklungen auf die Unsicherheiten der Analysenaussage auswirken, wurde die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse anhand einer früher durchgeführten Analyse durchgeführt.

### **6.1 Ablauf des Versuchs FPT3**

Beim Versuch FPT3 wurde der Einfluss von Borkarbid-Kontrollstäben auf die Kernzerstörung und das Verhalten von Spaltprodukten untersucht. Dazu bestand das Testbündel wiederum aus 20 Brennstäben: 18 davon vorbestrahlt, zwei frischen Brennstäben mit Zircaloy-Hüllrohren und einem in der Mitte positionierten Steuerstab in einem Zircaloy-4-Führungsrohr. Das Absorbermaterial bestand im Gegensatz zu den anderen Phébus-Versuchen allerdings aus Borcarbid ( $B_4C$ ). Das Testbündel wurde von einem inneren Schutzrohr aus  $ThO_2$  und  $ZrO_2$ , einem äußeren Schutzrohr aus  $ZrO_2$  und einem Druckrohr aus Inconel 625 umfasst. Die Kühlung erfolgte mit Wasser /PAY 10/.

Das Testbündel wurde 8,5 Tage vorbestrahlt, um kurzlebige Spaltprodukte zu erzeugen. Danach wurde 37 Stunden gewartet, um die Xenon-Vergiftung des Reaktors zu reduzieren und die thermohydraulischen Bedingungen des Kreislaufs vorzubereiten. Der eigentliche Versuch lässt sich dann wiederum in zwei Phasen unterteilen: die Kernzerstörungsphase und die chemische Phase. In der ersten Phase, die fünf Stunden andauerte und während der die Temperatur auf bis zu 2.500 °C erhöht wurde, schmolz das Kernmaterial, was zu einer Freisetzung von Spaltprodukten und deren Transport in das Containment führte. Am Ende dieser Phase wurde der Phébus-Reaktor schließlich herunter-

gefahren. Die anschließende chemische Phase dauerte vier Tage. In dieser Zeit wurden in erster Linie die Iod-chemischen Vorgänge im Containment untersucht.

Der genaue Ablauf der Kernzerstörungsphase ist in Abb. 6.1 dargestellt. Das Experiment startete zum Zeitpunkt 0 s und wurde im Wesentlichen durch Steigern der Leistung über die vier Plateaus P1 bis P4 gesteuert. Dabei waren folgende Abschnitte zu beobachten:

- Kalibrierung (0 bis 7.920 s)
- Voroxidation (7.920 bis 8.640 s)
- Oxidation (8.640 bis 11.100 s)
- Plateau (11.100 bis 15.500 s)
- Aufheizen (15.500 bis 17.370 s)
- Abkühlen (ab 17.370 s)

Die Abschaltung des Reaktors wurde nach 17.370 s eingeleitet, Messwerte wurden jedoch noch bis 18.500 s aufgezeichnet.

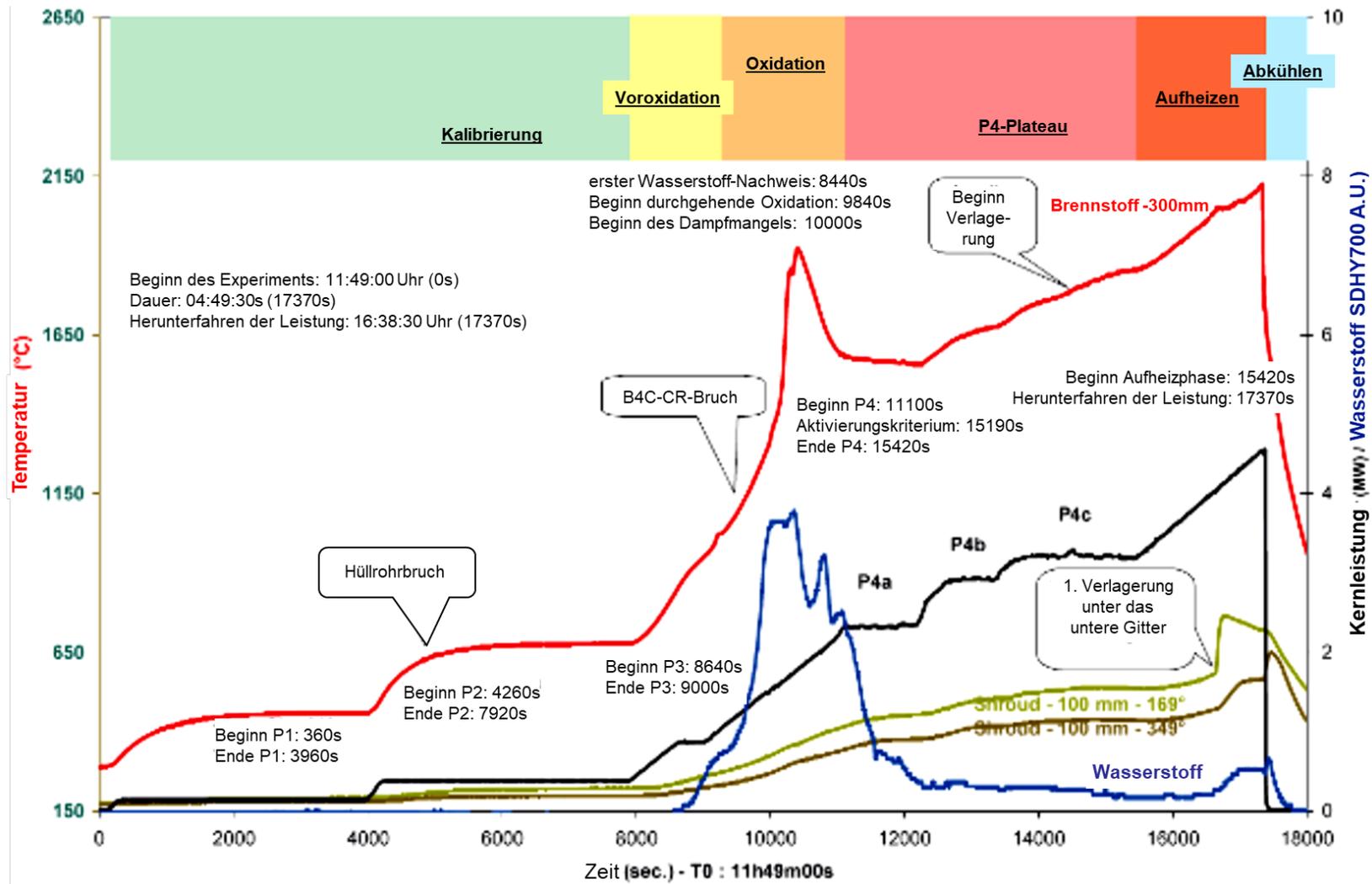
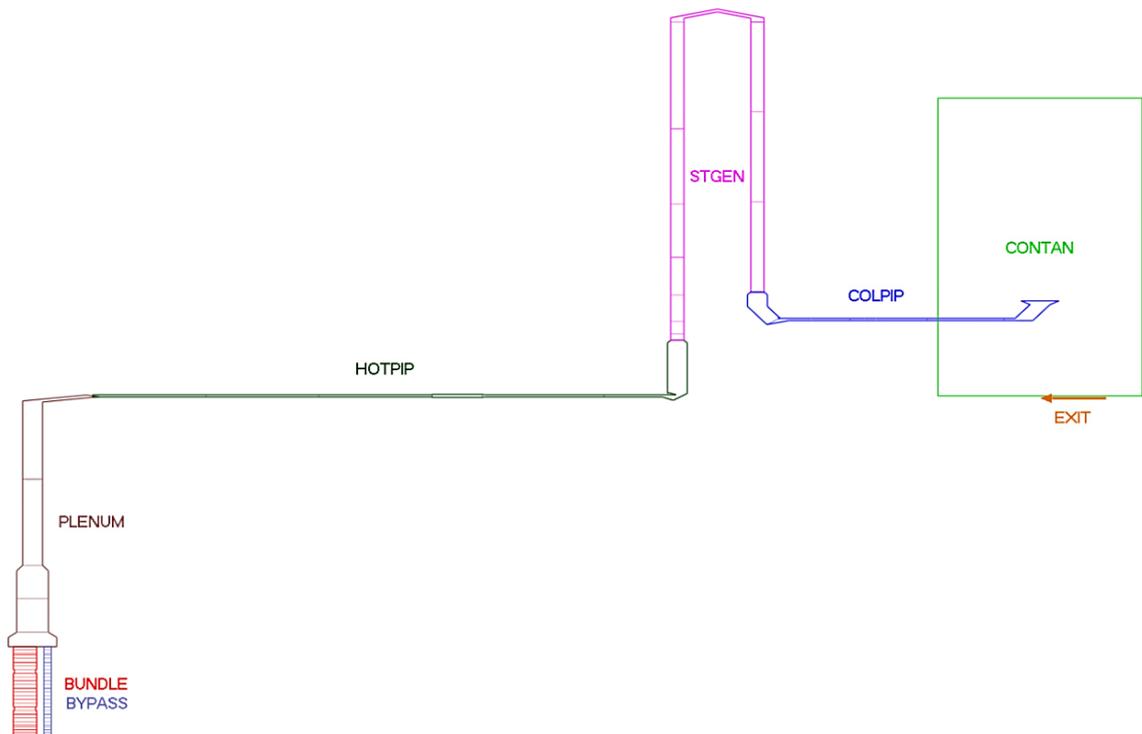


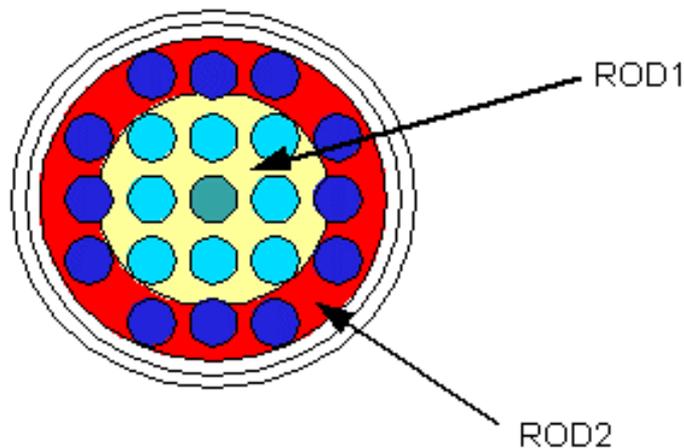
Abb. 6.1 Ablauf des Versuchs FPT3 /PAY 10/ /BIA 07/

## 6.2 Beschreibung des ATHLET-CD-Eingabedatensatzes

Die Teststrecke wird in mehrere Thermofluid-Objekte unterteilt. Wie in Abb. 6.2 dargestellt, sind die Komponenten im Einzelnen der Hauptströmungskanal (BUNDLE) mit dem Testbündel, der Bypass (BYPASS), das Plenum (PLENUM), der heiße Strang (HOTPIP), der Dampferzeuger (STGEN), der kalte Strang (COLPIP) und das Containment (CONTAN). Um eine detaillierte Nachrechnung zu ermöglichen, wird jedes Objekt noch in mehrere Abschnitte (Nodes) unterteilt, die in Abb. 6.3 dargestellt sind /TIB 19a/, /TIB 19b/.



**Abb. 6.2** Nodalisierung der Versuchsanlage Phébus /TIB 19a/, /TIB 19b/



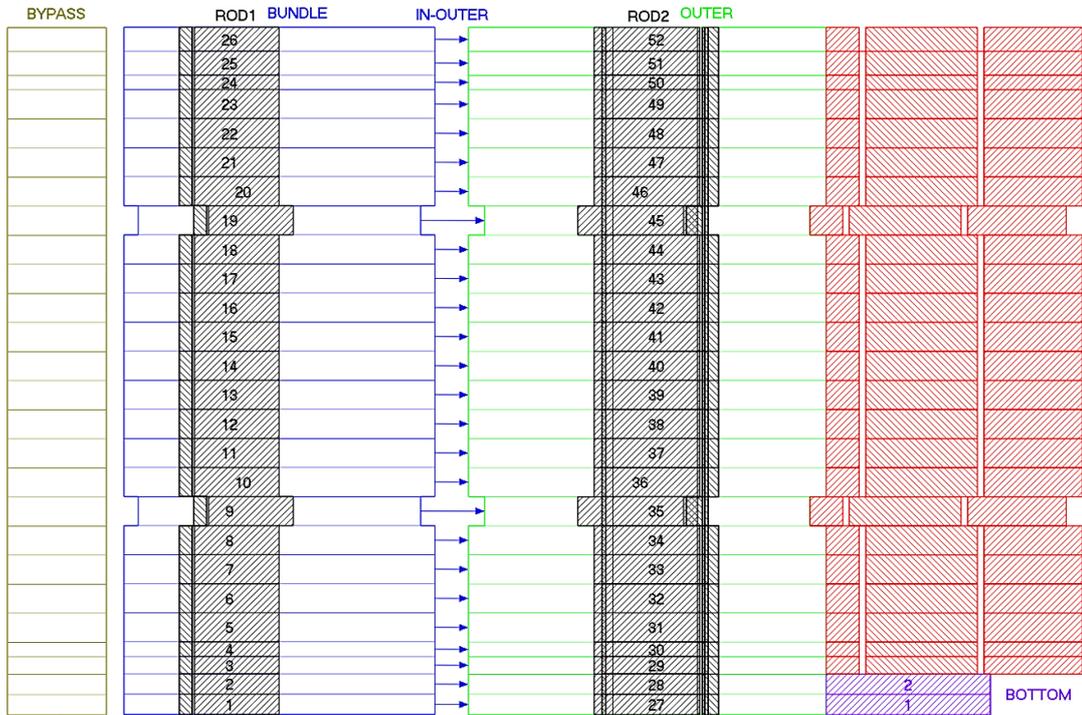
**Abb. 6.3** Einteilung der Kernkanäle /TIB 19a/, /TIB 19b/

Da es aufgrund von Schmelzvorgängen und den damit verbundenen Materialverlagerungen im Testbündel während des Versuchs zur Blockierung des Hauptströmungskanals kommen kann, wird der Bypass als weiterer Strömungskanal mit hohem Strömungswiderstand implementiert, der über horizontale Querkanäle mit dem Hauptströmungskanal verbunden ist. Im Falle einer Blockade des Hauptströmungskanals kann so ein geringer Fluss durch den Bypass strömen.

Das Testbündel wird durch zwei thermohydraulische Kanäle sowie zwei Brennstabringe modelliert. Der Hauptströmungskanal wurde entsprechend der Zahl der Brenn- und Absorberstäbe in zwei Parallelkanäle (BUNDLE und OUTER) mit dem Flächenverhältnis 0,43/0,57 unterteilt. Beide Parallelkanäle sind auf der gesamten Länge durch horizontale Querkanäle (IN-OUTER) verbunden. Der erste Brennstabring (ROD1) enthält die acht inneren Brennstäbe sowie den zentralen Steuerstab aus Silber, Indium und Cadmium; der zweite Brennstabring (ROD2) enthält die äußeren zwölf Brennstäbe, darunter die beiden frischen Stäbe (Abb. 6.3). Weitere Komponenten in der Simulation sind die untere Bündelumfassung (BOTTOM), die Versteifungselemente (BUNDLE-S01 bis -S21) und die eigentliche Bündelumfassung bzw. der Shroud (BUNDLE-W01 bis -W23). Letztere wird entsprechend des Versuchsaufbaus mit drei ringförmigen Materialzonen modelliert, die jeweils wiederum radial unterteilt sind: das innere Schutzrohr aus  $\text{ThO}_2$  und  $\text{ZrO}_2$ , die Wärmedämmung aus porösem  $\text{ZrO}_2$  und das Druckrohr aus Inconel 625. Zwischen den Materialzonen befinden sich zwei Spalte. Abb. 6.4 zeigt die Nodalisierung im Bündelbereich mit axialer Unterteilung. Dargestellt sind die Parallelkanäle (BUNDLE und OUTER), die Querkanäle (IN-OUTER), der Bypass, die Brennstabringe (ROD1 und ROD2) und die Bündelumfassung.

Die Standardwerte der wesentlichen Eingabeparameter sind in Tab. 6.1 zusammengefasst /TIB 19a/, /TIB 19b/.

Die Rechnungen wurden mit der Programmversion ATHLET 3.2 unter UNIX-Umgebung durchgeführt. Die simulierte Zeit beträgt 22.500 s nach Beginn des Versuchs. Der Versuch selbst dauerte bis zum Abschalten des Treiberkerns 17.370 s.



**Abb. 6.4** Nodalisierung im Bündelbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/

**Tab. 6.1** Standardwerte von wesentlichen Eingabeparametern /TIB 19a/, /TIB 19b/

<b>Eingabeparameter und Modelloptionen – Modul E CORE</b>		
Anzahl der Brennstäbe	NROTOT	20
Beheizte Länge	SECOR-SBCOR	1000 mm
Länge des unteren Stopfens	STU	100 mm
Länge des oberen Stopfens	STO	82 mm
Brennstoffradius	RPEL	4,02 mm
Hüllrohrinnenradius	RCLI0	4,12 mm
Hüllrohraußenradius	RROD0	4,74 mm
Stabgitterteilung	PITCH	12,6 mm
Hüllrohroxidation (Leistikow / Prater-Courtright)	IOXMOD	3
Obergrenze des Dampfmangelbereichs	OXXLIMI	0,1
Brennstabinnendruck (T = 293 K)	PROD0	2,5 MPa
Hüllrohrdehnungsmodell (TESPA-ROD)	IBLOW	3
Kriechdehnungsrate (Rosinger)	ITESPA	2
Sauerstoffkonzentration im Hüllrohr	TSPOX0	0,125 %
Wasserstoffkonzentration im Hüllrohr	TSPHPPM	250 ppm
Hüllrohrversagenskriterium	IBURST	2
Versagenskriterium maximale Dehnung	TSPBURST	38 %
Versagenskriterium max. Dehnungsrate	TSPBRATE	0,1 s <sup>-1</sup>
Modell für Brennstoffauflösung (Hofmann)	ILIQUI	1
Beginn der Brennstoffauflösung	TAM	2030 K
Hüllrohrversagenstemperatur, (OXLAY < DDTAL)	TALLOW	2250 K
Hüllrohrversagenstemperatur, (OXLAY > DDTAL)	TALHIGH	2450 K
Oxidschichtdicke für Hüllrohrversagenskriterium	DDTAL	0,3 mm
Unterkühlung zur Erstarrung der metallischen Schmelze	DETSL	50 K
Oxidation der metallischen Schmelze	IOXML	3
Mindestoxidschichtdicke	OXML0	1 µm
Verlagerungsgeschwindigkeit der metall. Schmelze	WSLMAX	60,0 mm/s
Viskosität der metallischen Schmelze	VISCOSFR	1,0e-3 m <sup>2</sup> /s
Solidustemperatur der keramischen Schmelze	TCOMPM	2600 K
Liquidustemperatur der keramischen Schmelze	TCOMPL	2800 K
Unterkühlung zur Erstarrung der keramischen Schmelze	DTSLUO	50 K
Verlagerungsgeschwindigkeit der keram. Schmelze	WSLUO	60,0 mm/s
Viskosität der keramischen Schmelze	ANYUO	1,0e-3 m <sup>2</sup> /s
Absorbermaterialradius	CRAIC	3,74 mm

<b>Eingabeparameter und Modelloptionen – Modul E CORE</b>		
Absorberstabradius	CRBA	5,12 mm
Führungsrohrinnenradius	CRHU	5,65 mm
Führungsrohraußenradius	CRSTAB	6,05 mm
Solidustemperatur der Absorberschmelze	CRTAM	1273 K
Liquidustemperatur der Absorberschmelze	CRTAL	1323 K
Versagenstemperatur des Absorberstabs	CRTVER	1523 K
Unterkühlung zur Erstarrung der Absorberschmelze	CRDTSL	300 K
Verlagerungsgeschwindigkeit der Absorberschmelze	CRWSL	10 mm/s
Abschirmfaktor ( $0,1 < m/m_0 < 5,0$ )	SHIELDTAB	1,9-0,4
<b>Eingabeparameter und Modelloptionen – Modul FIPREM</b>		
Spaltproduktfreisetzung (ORNL)	NMODI	3
Spaltproduktinventar (Tabelleneingabe)	IDTBAS	0
Einfluss der Hüllrohroxidation (ja)	NOXII	2
Inventar im Brennstabspalt (FRENCH Data)	NBRSTI	3
Rückkopplung Freisetzung / Verlagerung (ja)	NMELTI	2
Niederer Abbrand (nein)	ILOBUP	0
Geringe Brennstoffoxidation (ja)	IFULOX	1
<b>Eingabeparameter und Modelloptionen – Modul SAFT</b>		
Anzahl der Partikelgrößenklassen	NCTI	20
Minimaler Partikelradius	RMIN	10,0 nm
Maximaler Partikelradius	RMAX	10,0 $\mu$ m
Genauigkeitskriterium chemischer Verbindungen	EPCHEM	1,0e-6
Materialdatenbasis (CsHO, H <sub>2</sub> MoO <sub>4</sub> )	MDBPATH	MDB-SAFT
Zusätzliche Elemente (MPTAB_B, MPTAB_Re)	SOURCES	Re
Partikelgrößenverteilung geometrischer Radius	RGEOM1	10,0 nm
Partikelgrößenverteilung, Standardabweichung	SIGMA1	1,7

### 6.3 Nachrechnung des Versuchs FPT3 (Referenzrechnung)

Die wesentlichen Ergebnisse der Nachrechnung sind in Abb. 6.6 bis Abb. 6.12 dargestellt. Falls verfügbar, werden auch die entsprechenden Messwerte gezeigt.

Tab. 6.2 fasst den zeitlichen Verlauf des Versuchs zusammen. Der Zeitpunkt der meisten Ereignisse wird gut wiedergegeben, lediglich zu Beginn der Verlagerung der metallischen Schmelze weicht das Rechenergebnis signifikant vom experimentellen Wert ab. Obwohl die Simulation einen langsameren Prozess voraussagt, bis sich die metallische Schmelze verlagert, findet die erste signifikante Verlagerung keramischer Schmelze ungefähr zum gemessenen Zeitpunkt statt.

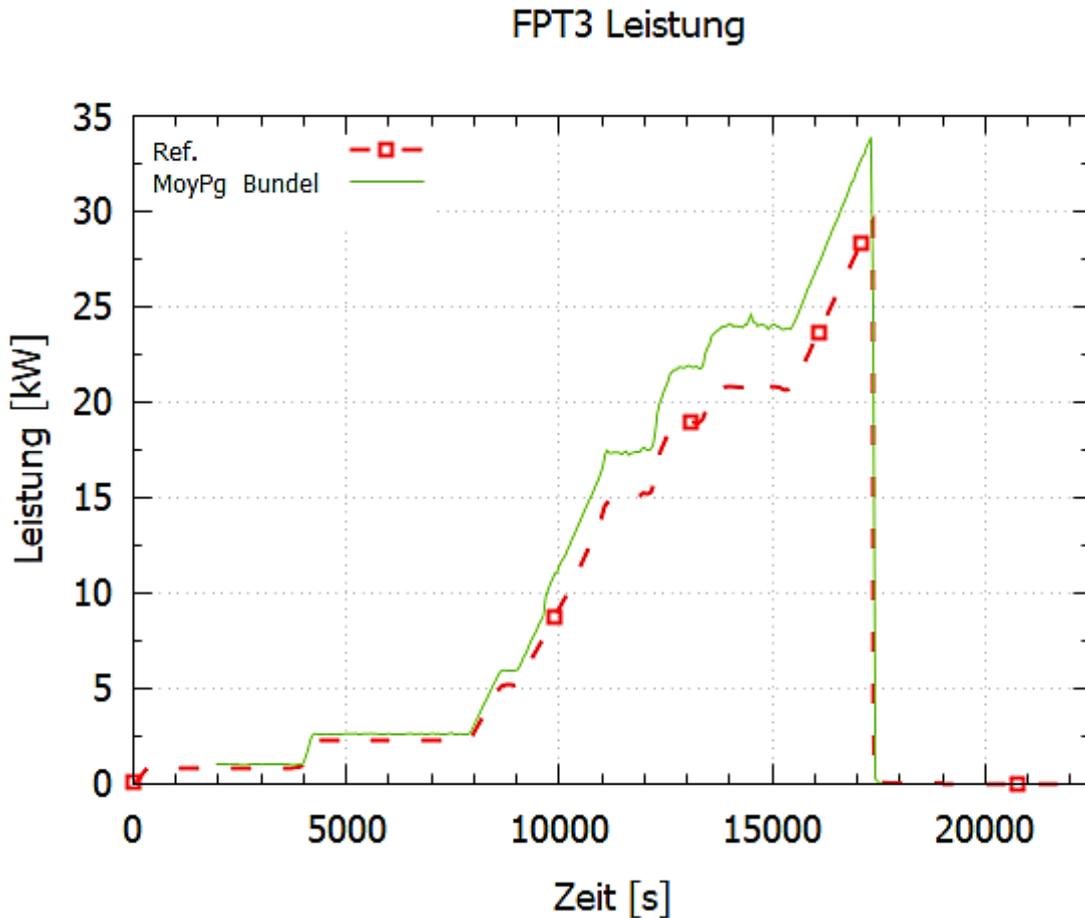
**Tab. 6.2** Zeitverlauf der wesentlichen Ereignisse im Versuch FPT3 /TIB 19a/, /TIB 19b/

Ereignis	Exp.	Ref.
Beginn des Experiments	0	0
Erstes Hüllrohrversagen auf 500 mm Bündelhöhe	4.870	4.973
Beginn der Voroxidation	8.560	ca. 8.600
Kontrollstabversagen	9.550	9.348
Beginn der Oxidationsexkursion	9.840	ca. 9.800
Beginn der Verlagerung der metallischen Schmelze	14.100-14.500	15.666
Beginn der Verlagerung der keramischen Schmelze	16.300	16.436
Beginn des Abschaltens des Reaktors	17.370	17.370

Während des Versuchs sind die Temperaturverläufe in den verschiedenen Höhen der Teststrecke von zentraler Bedeutung, da sie großen Einfluss auf wichtige Effekte, wie beispielsweise die Oxidation, das Schmelzverhalten oder die Freisetzung von Spaltprodukten in den Kühlkreislauf, haben.

Geregelt wird der Temperaturverlauf im Wesentlichen über die Leistung des Treiberkerns. Die über den Kopplungsfaktor von 135 reduzierte Leistung des Treiberkerns entspricht der im Brennstoff erzeugten thermischen Leistung, welche in Abb. 6.5 dargestellt ist. Die Berechnung des Kopplungsfaktors ist mit gewissen Ungenauigkeiten behaftet. Um das thermische Verhalten des Bündels korrekt wiedergeben zu können, wurde in der Rechnung die als Randbedingung verwendete Leistung um einen konstanten Faktor auf 90 % reduziert, d. h. innerhalb des Toleranzbereiches. Zusätzlich wurde eine konstante Nachzerfallsleistung von 0.55 kW angenommen. Die totale Bündelleistung (TOTNPOW)

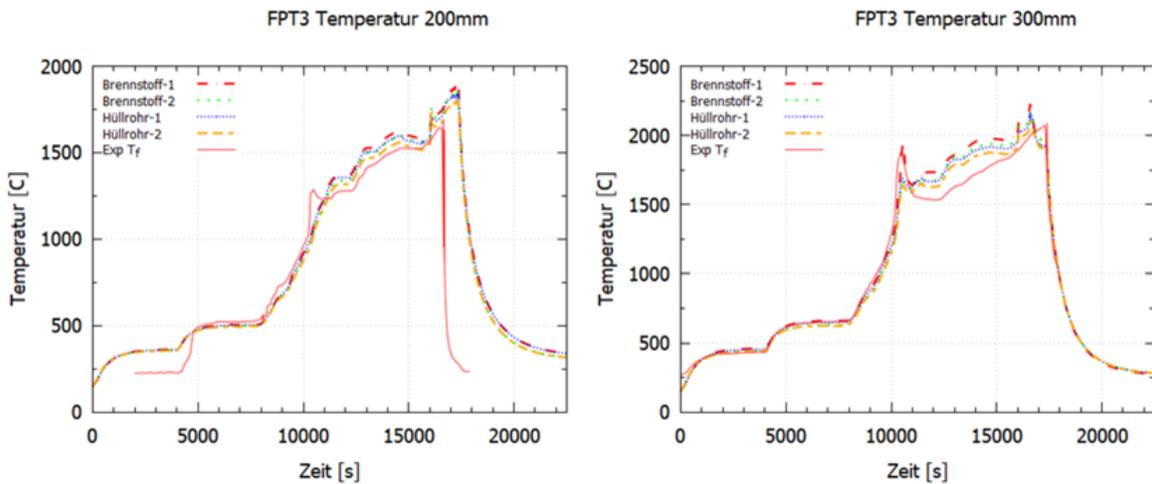
ergibt sich aus der Summe der vom Treiberkern aufgeprägten Leistung und dem Anteil des Nachzerfalls. Die Leistung SQPOW gibt demgegenüber die tatsächlich im Bündel freigesetzte Leistung an. Bis etwa 16.400 s sind beide Leistungen identisch, danach ist SQPOW aufgrund von Brennstoffverlagerungen aus Zonen mit hohem Neutronenfluss in Zonen mit kleineren Neutronenflüssen geringer.



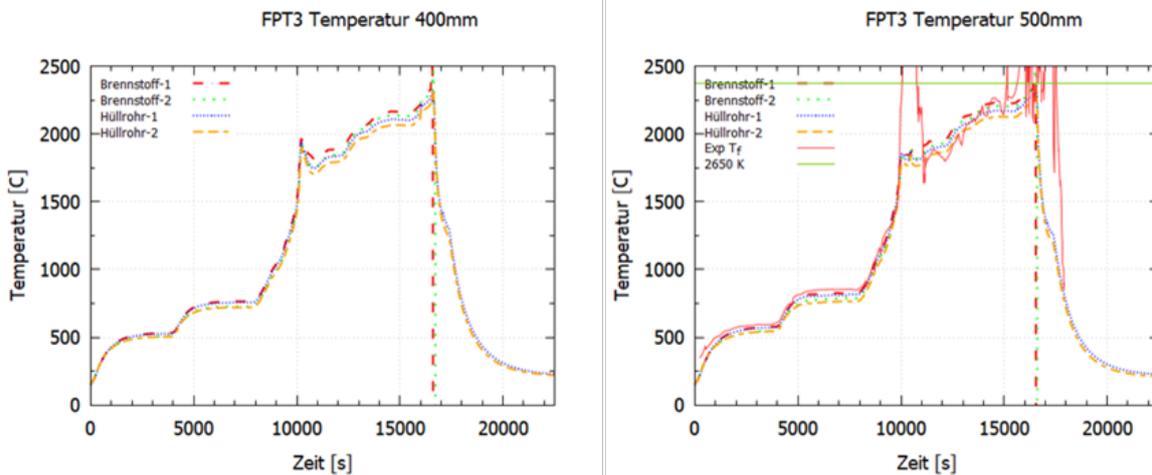
**Abb. 6.5** Bündelleistung /TIB 19a/, /TIB 19b/

Abb. 6.6 bis Abb. 6.8 zeigen die Temperaturen im Kernbereich. Dargestellt sind die simulierten Brennstoff- und Hüllrohrtemperaturen. Außerdem sind die im Experiment gemessenen Temperaturen ( $T_f$  = Brennstoff,  $T_c$  = Hüllrohrtemperaturen), die zur Verfügung stehen, aufgetragen. Die Temperaturen im Bündelbereich werden qualitativ sehr gut wiedergegeben, wobei der quantitative Vergleich auch bis etwa 10.500 s in allen Höhen kaum Unterschiede zeigt. Auf der Höhe von 200 mm wird bis zum Abschalten, das bei 17370 s geschah, eine sehr gute Übereinstimmung zwischen Rechnung und Experiment erzielt. Auf der Höhe von 300 mm werden die Versuchswerte zwischen  $\sim 11500 - 16000$  s etwas überschätzt. Die Versuchswerte auf der Höhe von 500 mm sind nur bis zu einer Temperatur von 2650 K verlässlich. Sowohl die erste als auch die

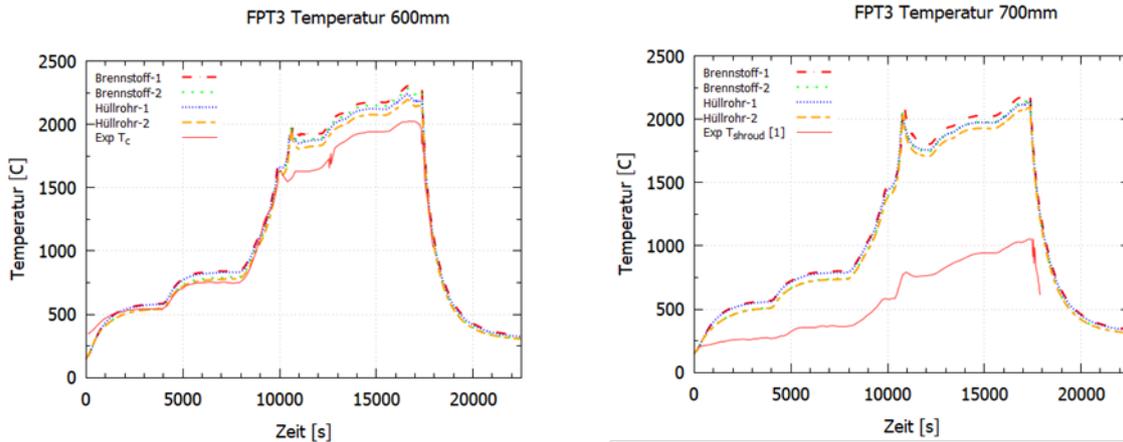
zweite Spitze sind höchstwahrscheinlich Fehler in den Messungen. Die Daten davor sowie danach konnten mithilfe der Simulation gut wiedergegeben werden. Auf der Höhe von 600 mm werden die Versuchswerte zwar qualitativ gut wiedergegeben, die echten Werte sind aber überschätzt. Die Shroud-Temperaturen auf der Höhe von 700 mm erlauben lediglich einen qualitativen Vergleich der Temperaturverläufe, da diese der äußeren Umhüllungstemperatur entsprechen. Insgesamt werden die Temperaturen im Kern sehr gut simuliert.



**Abb. 6.6** Temperaturen in 200 mm und 300 mm Höhe /TIB 19a/, /TIB 19b/



**Abb. 6.7** Temperaturen in 400 mm und 500 mm Höhe /TIB 19a/



**Abb. 6.8** Temperaturen in 600 mm und 700 mm Höhe /TIB 19a/, /TIB 19b/

Abb. 6.9 zeigt die Hüllrohrtemperaturen im inneren Ring des Kerns in verschiedenen Höhen zwischen 9.000 s und 12.000 s. Der starke Anstieg der Temperaturen zu dieser Zeit wird von der Oxidation der Hüllrohre sowie des Steuerstabs verursacht. Die Temperatureskalation gegen 9.800 s - 9.900 s, bedingt durch Oxidation, beginnt zwischen 500 mm und 600 mm. Bis zu diesem Zeitpunkt verlaufen die Temperaturen parallel zur Bündelleistung. Danach wandert die Oxidationsfront nach unten und im Anschluss ganz nach oben. In Folge abklingender Oxidation sinkt die Temperatur nach Erreichen der Spitzentemperatur und steigt erst wieder an, sobald die Bündelleistung weit genug angestiegen ist, um das Verhalten wieder zu dominieren.

Bei der Oxidation von Zirkonium und Borkarbid entsteht Wasserstoff, was in Abb. 6.10 dargestellt wird. Da bei der Simulation über längere Zeit viel Wasserstoff gebildet wird, wird die integrierte Produktion zunächst zu hoch berechnet. Im weiteren Verlauf gleichen sich die berechnete und die gemessene Kurve jedoch wieder an und die gesamte, im Versuch gebildete Wasserstoffmenge wird sehr gut dargestellt.

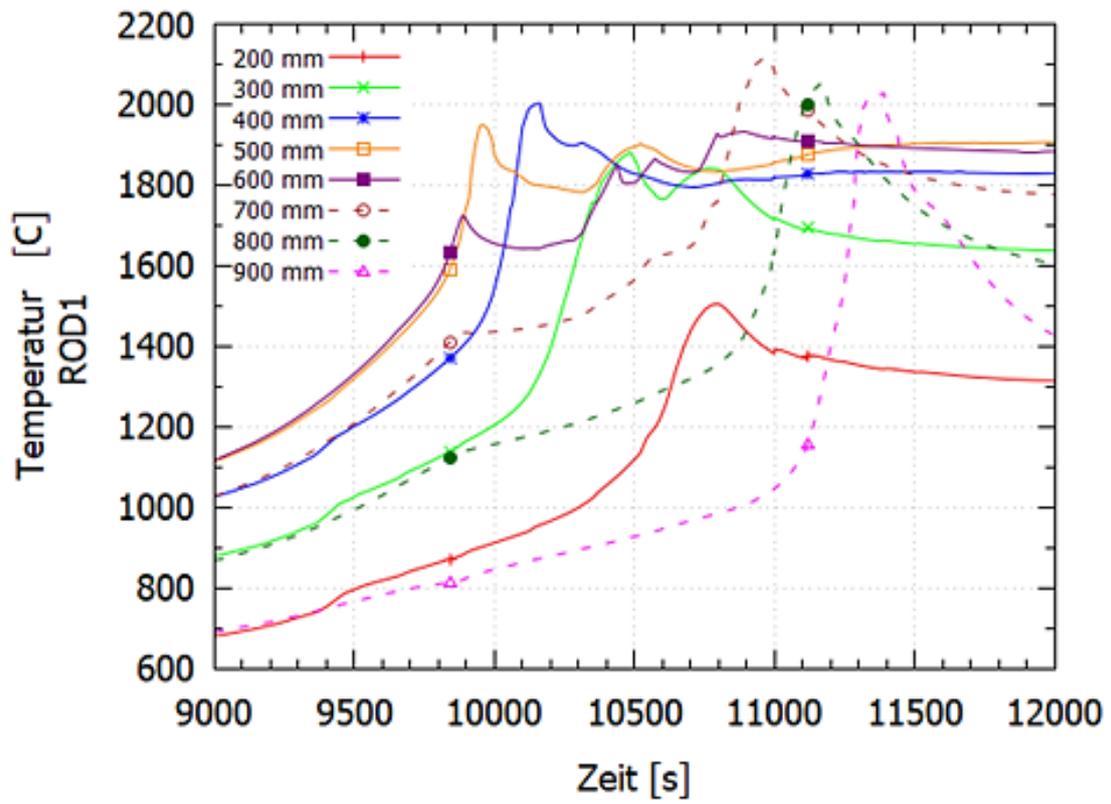
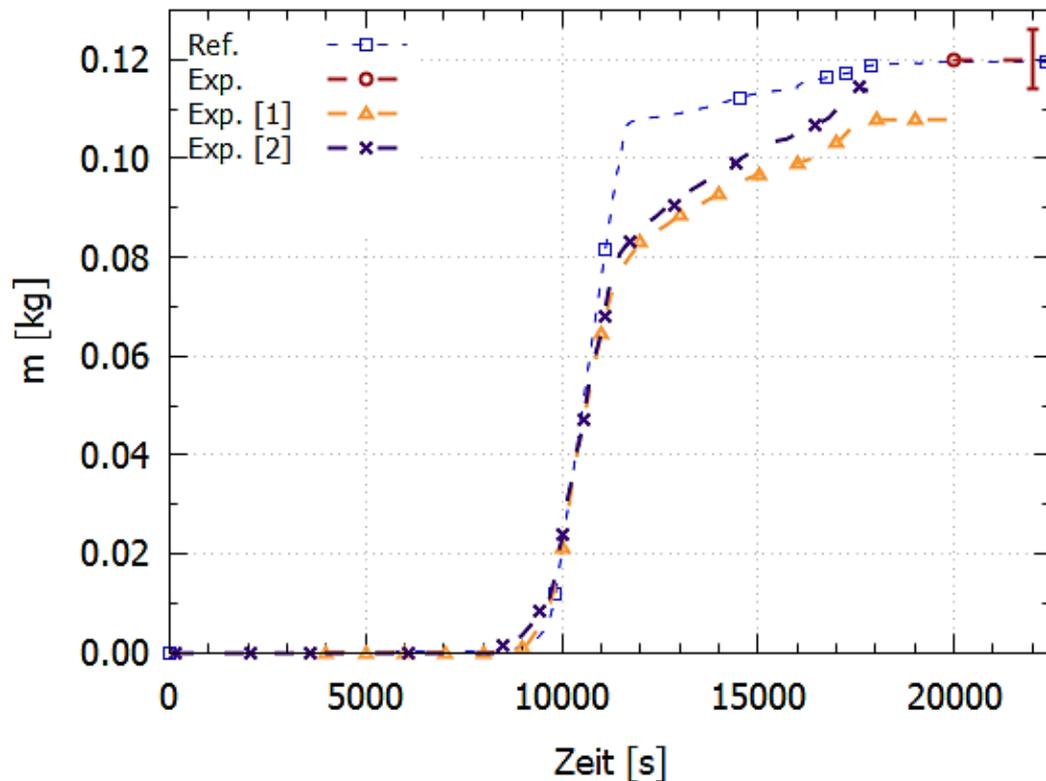


Abb. 6.9 Hüllrohrtemperaturen in verschiedenen Höhen /TIB 19a/, /TIB 19b/

## Wasserstofferzeugung



**Abb. 6.10** Integrierte Wasserstofferzeugung /TIB 19a/, /TIB 19b/

Zu bestimmten, materialspezifischen Temperaturen beginnen die verschiedenen Materialien der Bündelkomponenten zu schmelzen. Ab 4.973 s in der Simulation bzw. ab 4.870 s im Experiment beginnt das Hüllrohr zu versagen (Bersten). Das Versagen des Steuerstabes findet bei ca. 9.348 s bzw. bei 9.550 s statt. Auch hier gibt die Simulation das reale Verhalten recht gut wieder. Abb. 6.11 zeigt die Entstehung der Schmelze. Insgesamt ist eine Schmelzemasse von 1,798 kg entstanden, deren größter Anteil (1,455 kg) keramische Schmelze ist. In der Versuchsanlage wurden ca. 1,5 kg gemessen. Demzufolge überschätzt die Simulation die gesamte geschmolzene Masse etwas.

Der Zustand des Kerns zum Zeitpunkt des Abschaltens des Treiberkerns ist in Abb. 6.12 dargestellt. Auf der linken Seite wird das simulierte Ergebnis, auf der rechten Seite der gemessene Zustand gezeigt. Sowohl im Experiment als auch in der Simulation kommt es zu massiver Zerstörung im inneren Bereich. Im äußeren Ring wird eine leicht stärkere Verlagerung vorhergesagt als gemessen.

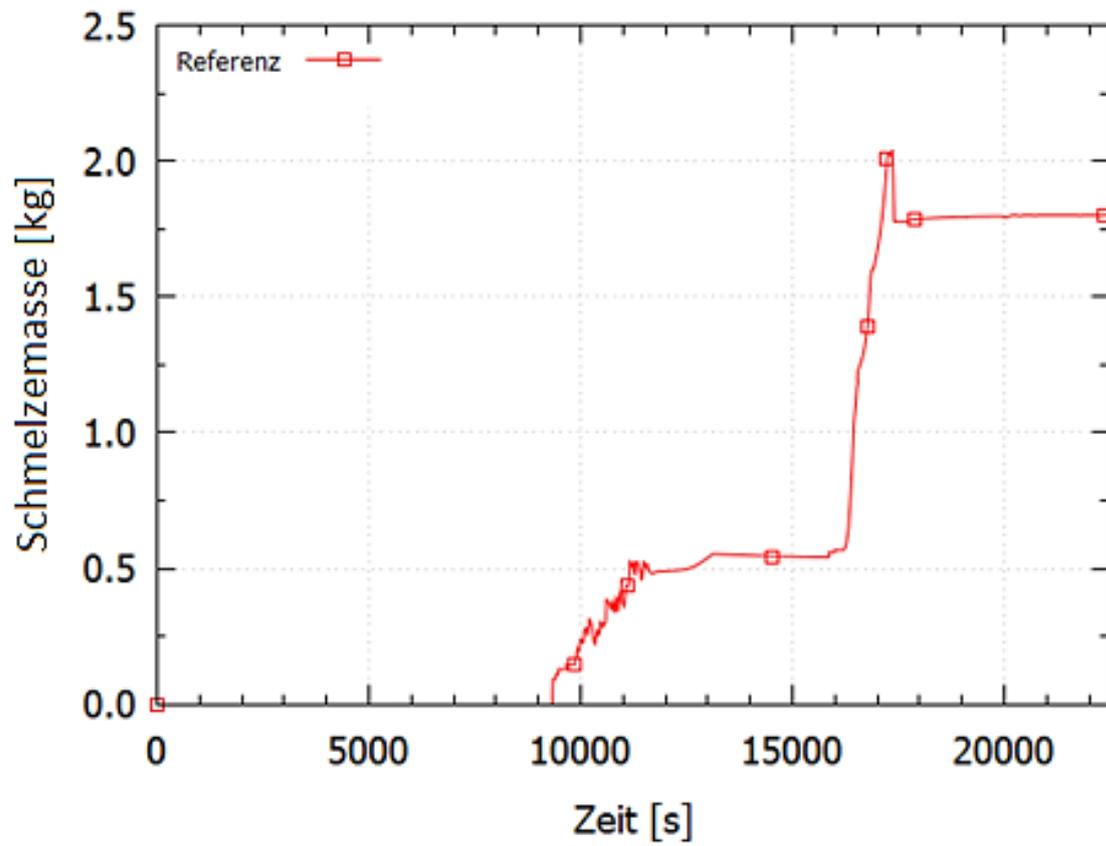
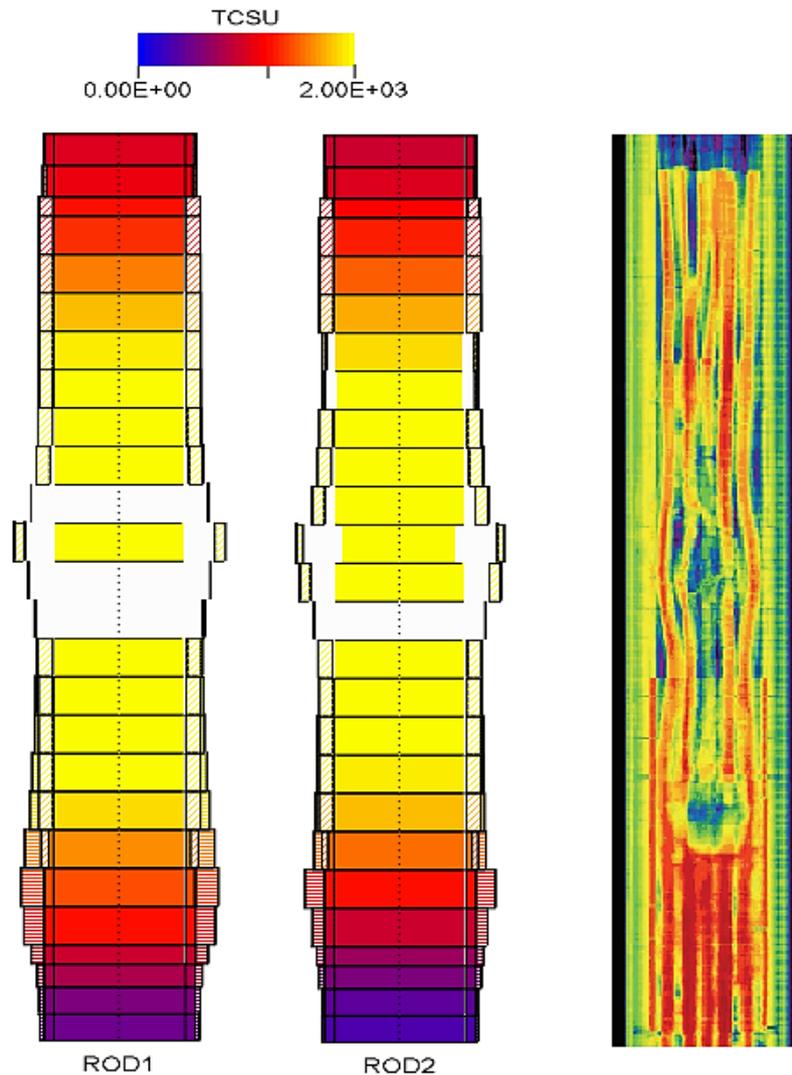


Abb. 6.11 Entstehung der Schmelze /TIB 19a/, /TIB 19b/



**Abb. 6.12** Zustand des Kerns um ca. 17.370 s /TIB 19a/, /TIB 19b/

Tab. 6.3 zeigt die relative Freisetzung der Spaltprodukte aus dem Kern in den Kühlkreislauf bezogen auf das Anfangsinventar. Außerdem sind in Abb. 6.13 bis Abb. 6.16 die zeitlichen Verläufe der Freisetzung einiger Elemente dargestellt. Bei den meisten Elementen zeigen Simulation und Experiment eine sehr gute Übereinstimmung. Allgemein lässt sich sagen, dass der qualitative Verlauf hinreichend gut wiedergegeben ist, während in den aktuellen Werten kleine Abweichungen zu sehen sind. Die Freisetzung von Molybdän wird z. B. stark überschätzt, während die Freisetzungen von Cäsium, Silber und Tellur unterschätzt wird. Im Fall der letzteren Elemente darf nicht vergessen werden, dass für diese die Messunsicherheiten auch sehr groß sind und somit die Werte innerhalb akzeptabler Grenzen liegen.

Wie erwartet, werden leicht flüchtige Spaltprodukte, wie z. B. Xenon, Iod, Cäsium, bereits mit dem Bersten der Hüllrohre freigesetzt. Während der Oxidationsphase steigt die Freisetzungsrate von (leicht und mittelflüchtigen) Spaltprodukten infolge der hohen Temperaturen stark an. Die anderen Nuklide werden erst ab dem Steuerstab- und Brennstabsversagen freigesetzt.

**Tab. 6.3** Spaltproduktfreisetzung in Experiment und Simulation /TIB 19a/, /TIB 19b/

	<b>Ref.</b>	<b>Versuch</b>		<b>Ref.</b>	<b>Versuch</b>
Kr	84.72		I	83.00	78.9
Sr	0.84	(1.1)	Xe	80.67	81.5
Zr	3.56E-05		Cs	80.30	64.5
Mo	62.25	23.1	Ba	5.74	6.3
Ru	1.19	0.8	U	0.16	(0.1)
Ag	61.49	70.3	Pu	0.02	(0.0)
Sb	33.11	(31.9)	Sn	21.94	(28.5)
Te	63.12	80			

FPT3 Freisetzung aus dem Kern - I

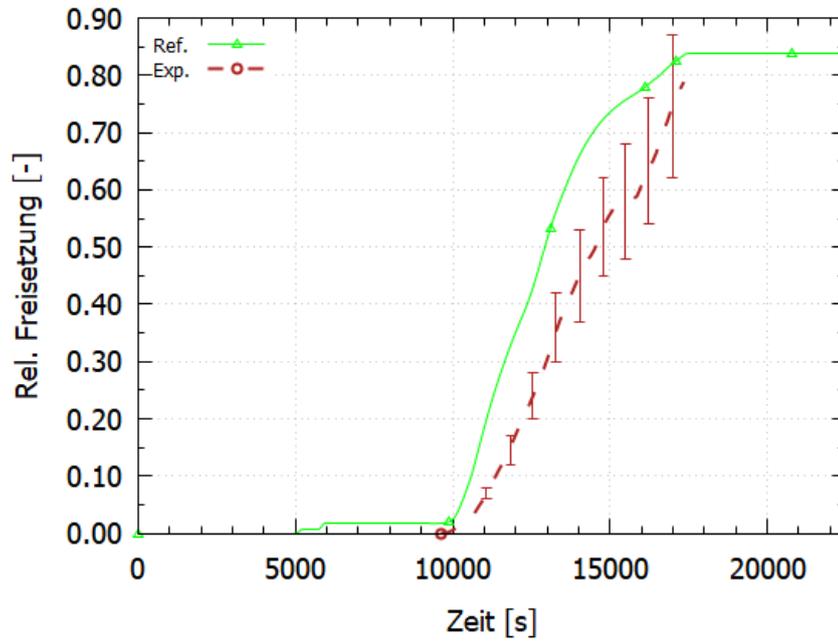


Abb. 6.13 Iod-Freisetzung aus dem Kernbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/

FPT3 Freisetzung aus dem Kern - Cs

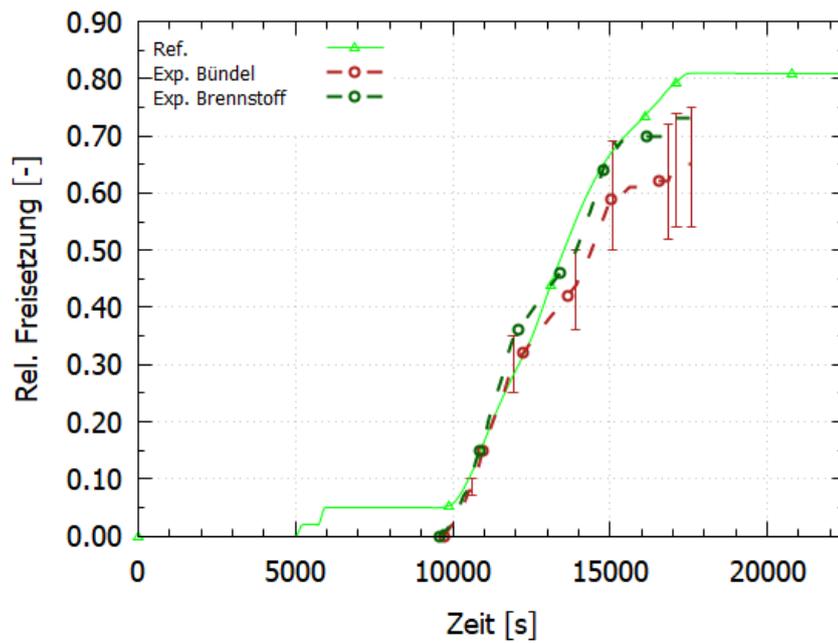


Abb. 6.14 Cäsium-Freisetzung aus dem Kernbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/

FPT3 Freisetzung aus dem Kern - Xe

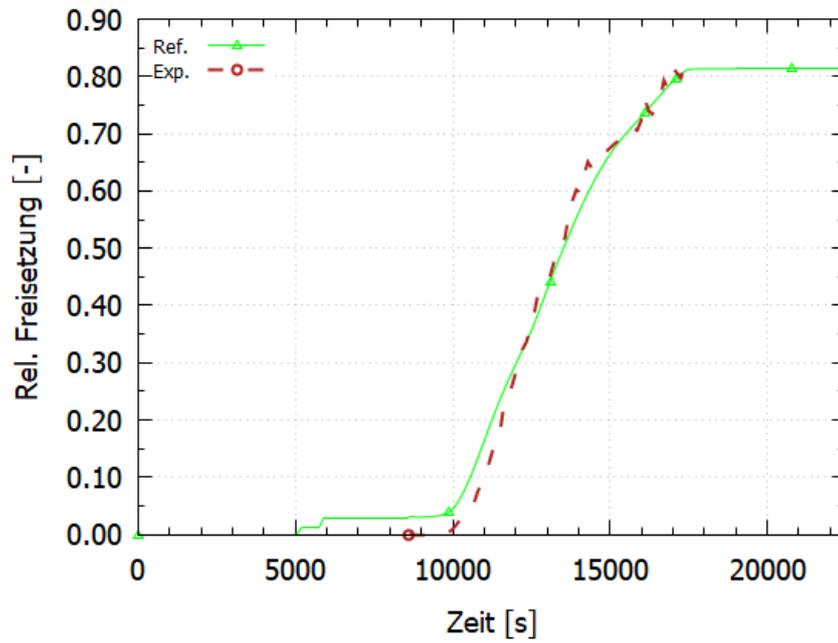


Abb. 6.15 Xenon-Freisetzung aus dem Kernbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/

FPT3 Freisetzung aus dem Kern - Te

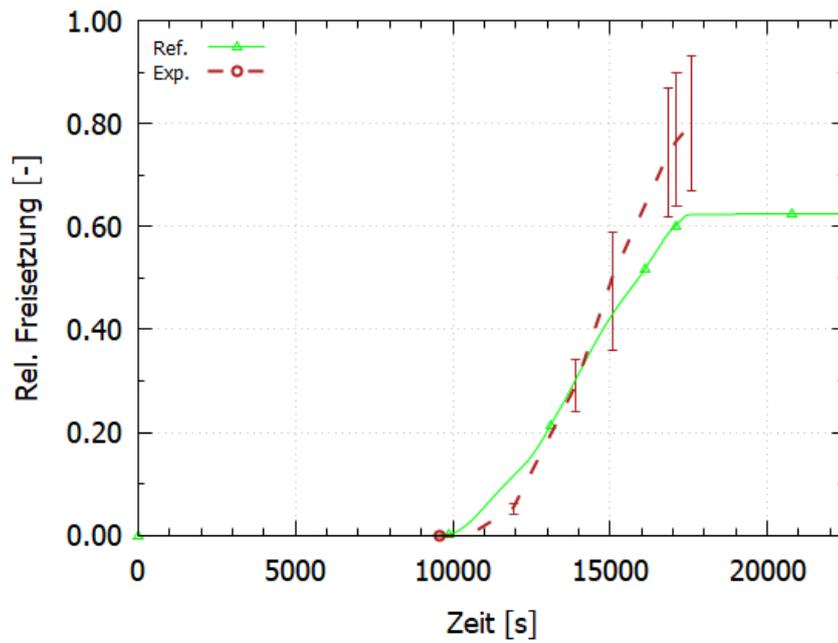
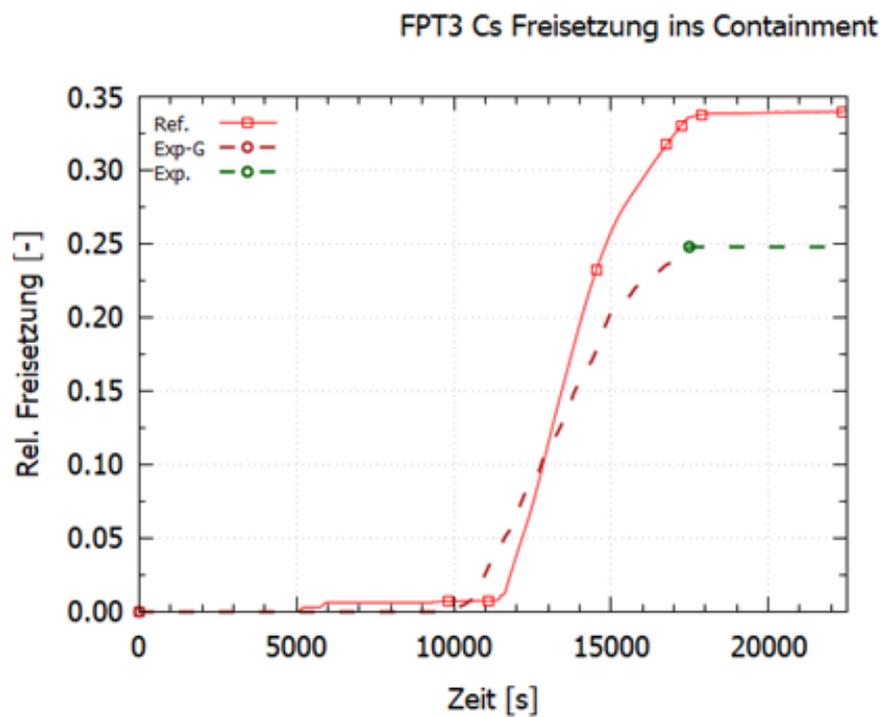


Abb. 6.16 Tellur-Freisetzung aus dem Kernbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/

Eine wesentliche Gefahr bei Unfällen in Kernkraftwerken ist die in die Umgebung freigesetzte Menge radioaktiver Materialien. Daher ist es wichtig zu ermitteln, welche Mengen aus dem Kühlkreislauf austreten, die später bei möglichem Versagen des Sicherheitsbehälters oder durch Notfallmaßnahmen (Druckentlastung via Venting) in die Umgebung freigesetzt werden können. Abb. 6.17 bis Abb. 6.22 zeigen die freigesetzten Massen von einigen Elementen bezogen auf ihr ursprüngliches Inventar. Falls verfügbar, werden die Messwerte ebenfalls dargestellt. Die Edelgase werden gut simuliert, während die freigesetzte Menge der meisten Elemente etwas überschätzt werden. Bezüglich seiner radiologischen Importanz ist Iod hier eines der wichtigsten Elemente. Die Freisetzung von Iod wird mithilfe der Simulation gut wiedergegeben.



**Abb. 6.17** Cäsium-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/

FPT3 I Freisetzung ins Containment

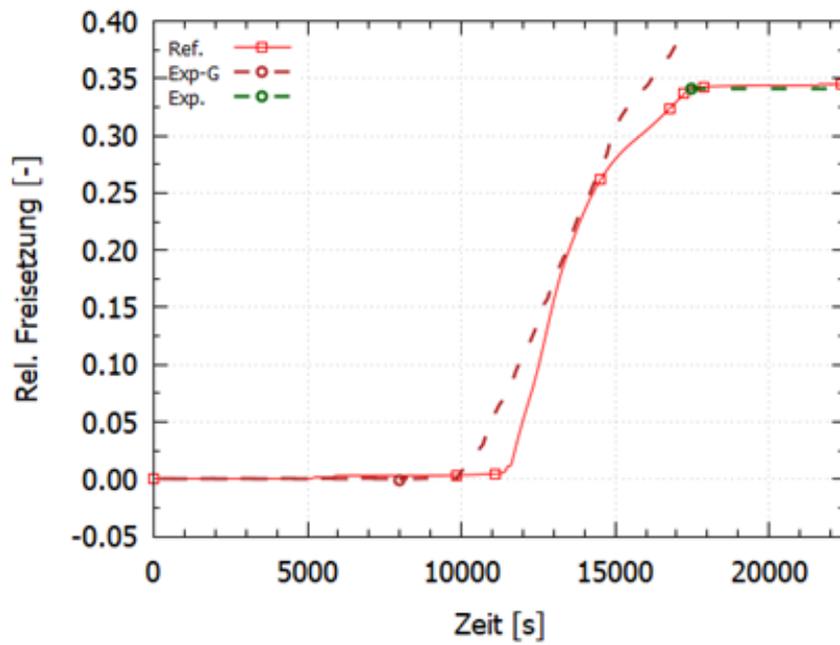


Abb. 6.18 Iod-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/

FPT3 Ag Freisetzung ins Containment

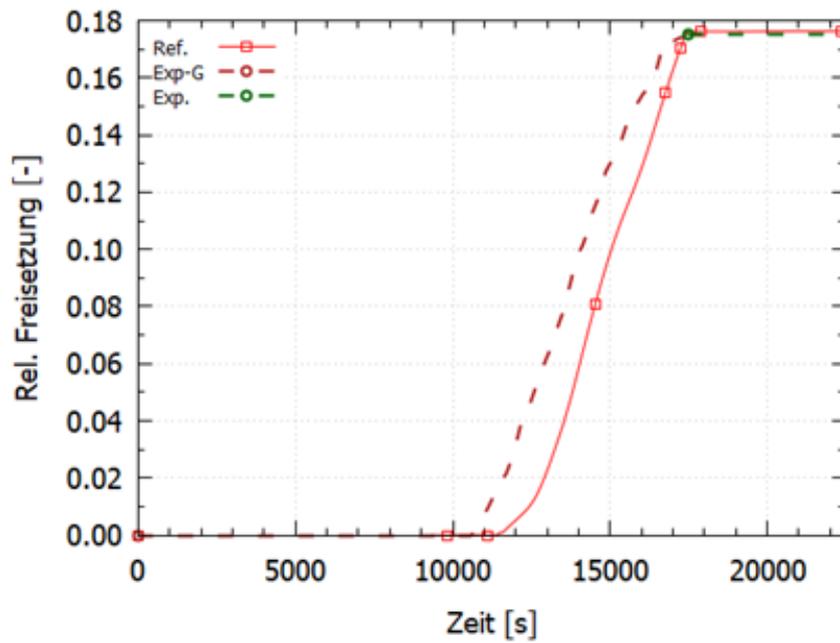


Abb. 6.19 Silber-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/

FPT3 Mo Freisetzung ins Containment

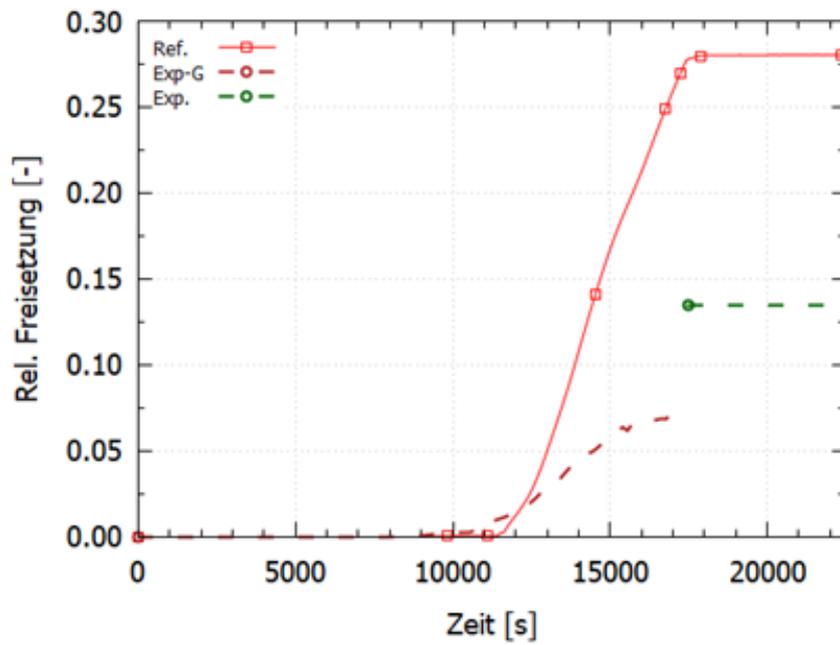


Abb. 6.20 Molybdän-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/

FPT3 Te Freisetzung ins Containment

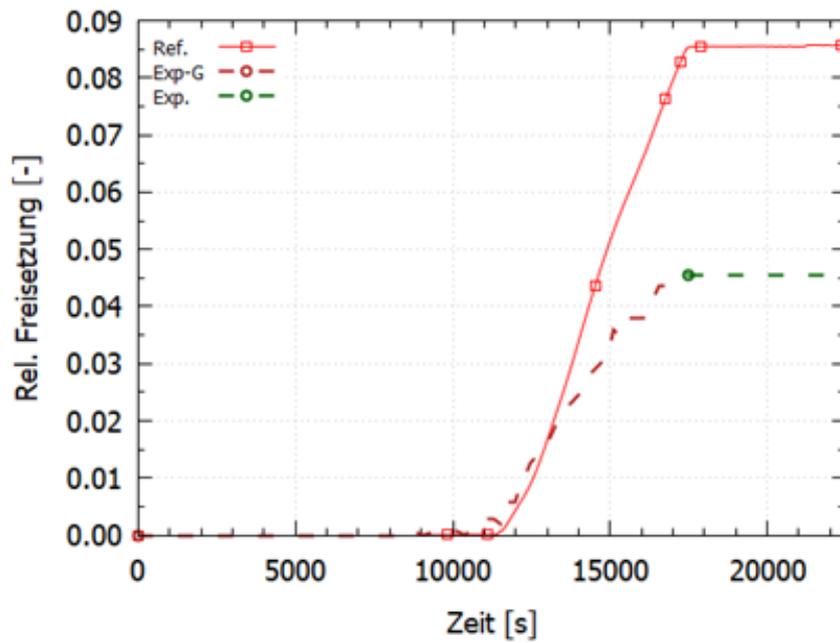


Abb. 6.21 Tellur-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/

FPT3 Xe Freisetzung ins Containment

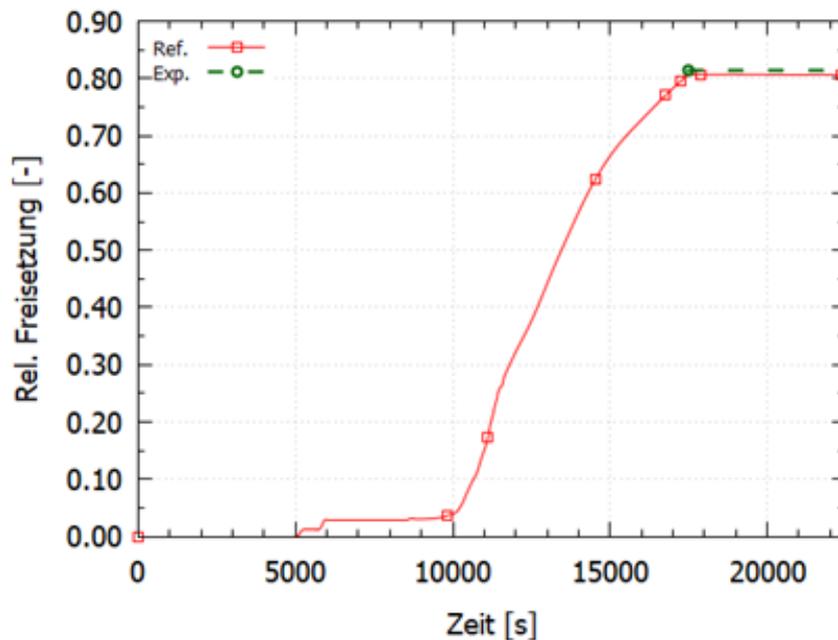


Abb. 6.22 Xenon-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/

## 6.4 Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse

### 6.4.1 Die GRS-Methodologie

Die von der GRS eingeführte Methode zur Bestimmung der Aussagesicherheit von Rechenprogrammergebnissen (Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse) wird national und international zunehmend angewendet. Sie basiert auf der Methode der Monte-Carlo-Simulation, d. h. es wird eine Anzahl von Rechenläufen mit diesem Rechenprogramm durchgeführt, wobei in jedem dieser Rechenläufe die Werte der unsicheren Parameter variiert werden. Unsichere Parameter sind z. B. unsichere Eingabegrößen für den Rechenlauf, Unsicherheiten in den Modellformulierungen, ausgedrückt durch unsichere additive oder multiplikative Korrekturkonstanten in den Modellgleichungen (Korrelationen) oder durch alternative Sätze von Korrelationen, unsichere Anfangs- und Randbedingungen im zu rechnenden Experiment oder in der zu rechnenden Reaktoranlage, unsichere Materialeigenschaften und Stoffwerte, unterschiedliche Nodalisierungen der Anlage und

numerische Integrationsparameter wie Genauigkeitsschranken oder maximale Zeitschrittweite.

Der Stand der Kenntnis eines jeden unsicheren Parameters wird dabei durch Wahrscheinlichkeitsverteilungen quantifiziert. Diese drücken hier nicht zufällige Variabilität aus, sondern den Kenntnisstand der Analysten, d. h. einen „Grad an Sicherheit“ über die Lage des zutreffenden Wertes dieses Parameters (epistemische Unsicherheit).

Ein wesentliches Merkmal der GRS-Methode ist, dass der Rechenaufwand für die Analyse unabhängig ist von der Anzahl der beteiligten unsicheren Parameter und der zu untersuchenden Ergebnisgrößen. Der Stichprobenumfang  $N$ , das ist die Anzahl der durchzuführenden Rechenläufe, ist lediglich abhängig von der geforderten statistischen Schärfe der Unsicherheitsaussage, ausgedrückt durch zwei statistische Parameter  $\beta$  (= zu erfassende Unsicherheit) und  $\gamma$  (= gewünschtes Vertrauensniveau aufgrund der Beschränktheit des Stichprobenumfangs  $N$ ).

Für gängige Werte dieser statistischen Parameter  $\beta$  und  $\gamma$ , in der Regel  $\beta = 95\%$  und  $\gamma = 95\%$ , ergibt sich auf Basis der Formel von Wilks /WIL 41/ /WIL 42/ ein Mindeststichprobenumfang  $N_{\min}$ , nämlich  $N_{\min} = 59$  für einseitige und  $N_{\min} = 93$  für zweiseitige Unsicherheitsgrenzen für einen betrachteten Ergebnisparameter. Für die Bestimmung entsprechender Verteilungsgrenzen für mehr als einen gleichzeitig betrachteten Einzelparameter werden höhere Stichprobenumfänge benötigt. Dies ist bei der Interpretation der Einzelergebnisse zu berücksichtigen.

Die GRS-Methode ist universell anwendbar ohne jede Einschränkung hinsichtlich des zugrunde liegenden Rechenprogramms wie auch der zu analysierenden epistemischen Unsicherheiten, so z. B. auch im Falle unstetiger Rechenmodelle, diskreter, nicht unabhängiger Parameter usw. Das Rechenprogramm kann dabei unverändert bleiben, wenn die zu variierenden Parameter über den Eingabedatensatz übergeben werden.

Gleichzeitig mit der Unsicherheitsanalyse kann man mit der GRS-Methode auch eine Sensitivitätsanalyse durchführen, wobei Sensitivität im Sinne von „Uncertainty Importance“ zu verstehen ist. D. h. man erhält auf der Basis derselben Modellrechnungen Angaben darüber, welche der berücksichtigten Unsicherheiten am meisten zur Ergebnisunsicherheit beitragen. Diese Form der Sensitivitätsinformation gibt die Rangfolge der individuellen Unsicherheitsbeiträge der Parameter zur Unsicherheit des Rechenergebnisses an. Damit ist ein zusätzliches Bewertungskriterium für eine effiziente

Verbesserung eines Rechenprogramms und somit zur Verbesserung der Aussagesicherheit von Rechenergebnissen gegeben.

Die Rangfolge unter den unsicheren Parametern gemäß ihrem Beitrag zur Ergebnisunsicherheit erhält man mithilfe geeigneter Sensitivitätsmaße oder -indizes. In der vorliegenden Untersuchung wurde als Sensitivitätsmaß für Einzelparameter bei allen Ergebnisgrößen der sog. **Rang-Korrelationskoeffizient nach Spearman** (Spearman's rank correlation coefficient, abgekürzt SRCC) gewählt /KLO 15/. Der SRCC kann bekanntlich als ein Maß für den Grad der monotonen Abhängigkeit der Ergebnisgröße Y vom Eingabeparameter X betrachtet werden, im Unterschied zum sog. gewöhnlichen Korrelationskoeffizienten (nach Pearson), der nur den Grad der linearen Abhängigkeit wiedergibt. Je größer der SRCC seinem Betrage nach ist, desto größer ist der Grad dieser Abhängigkeit und damit auch der Einfluss des betreffenden Parameters auf die Unsicherheit der Ergebnisgröße. Ein positives Vorzeichen von SRCC bedeutet, dass mit zunehmenden Werten des betreffenden Parameters die betrachtete Ergebnisgröße ebenfalls zu größeren Werten tendiert. Entsprechend bedeutet ein negatives Vorzeichen die Umkehrung dieser Tendenz. Diese Eigenschaft ist hilfreich bei der Interpretation der Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse. Beim vorliegenden Stichprobenumfang von  $N = 100$  können Werte dieses Sensitivitätsmaßes, die betragsmäßig unterhalb von ca. 0,15 - 0,20 liegen, als statistisch nicht signifikant betrachtet werden.

#### **6.4.2 Die unsicheren Parameter**

Entscheidend für die Unsicherheits- und Sensitivitätsanalysen ist die Auswahl und Quantifizierung der unsicheren Parameter. Die Informationen für diese Festlegungen sind aus Experimenten, in denen wichtige physikalische Phänomene untersucht werden, aus der Validierung der Rechenprogramme durch Nachrechnung dieser Experimente sowie aus der Kenntnis, der im Rechenprogramm implementierten, Erhaltungs- und Schließungsgleichungen erhältlich.

In diesem Fall wurden die unsicheren Parameter und deren Verteilungen basierend auf /AUS 10b/ bestimmt. Für die Quantifizierung der unsicheren Parameter stand die Erfahrung aus der gesamten bis 2010 durchgeführten ATHLET-CD-Validierung zur Verfügung, die bis zu diesem Zeitpunkt, neben dem Störfall in TMI-2, 51 Einzeleffekt- und Bündelexperimente umfasst /AUS 10a/. Zusätzliche Informationen lieferten die Sensitivitätsstudien, die im Rahmen der Nachrechnungen zum Versuch FPT3 durchgeführt wurden sowie die Erkenntnisse aus vorhergehenden Unsicherheitsanalysen,

insbesondere aus der Analyse des Bündel-Versuchs QUENCH-07, der mit einem Absorberstab aus Borkarbid durchgeführt worden ist /TIB 19a/, /TIB 19b/.

Es wurden insgesamt 40 potentiell wichtige, unsichere Parameter identifiziert und deren Unsicherheit quantifiziert. Unter ihnen sind 25 Parameter, welche die Unsicherheiten der physikalischen Modellierung und der numerischen Simulation beschreiben, sowie 15, die sich auf die Unsicherheiten der Versuchsanlage und des durchgeführten Experiments beziehen. Die unsicheren Eingabeparameter und die entsprechenden Verteilungen sind in der Tab. 6.4 zusammengestellt /TIB 19a/, /TIB 19b/.

Auf der Basis dieser unsicheren Parameter wurden 100 ATHLET-CD-Datensätze mit der kombinierten Variation der Eingabeparameter mithilfe des Programmsystems SUSANA 4.1 /KLO 15/ erzeugt. Die Werte wurden durch einfache Zufallsauswahl aus den jeweiligen Verteilungen bestimmt (Monte-Carlo-Simulation). Die Unsicherheitsrechnungen wurden mit der aktuellen Code-Version ATHLET 3.2 auf dem Garching Server *manni* durchgeführt.

**Tab. 6.4** Unsichere Eingabeparameter zur Nachrechnung des PHÉBUS-FPT3-Versuchs /TIB 19a/, /TIB 19b/

Modellbedingte Unsicherheiten (25)							
Thermohydraulik im Kühlkreislauf							
#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
1	Par.1	Anzahl der axialen Nodes im aktiven Bereich	1	2	1	Discrete	Sensitivitätsstudien
2	ITPMO	Auswahl der Modelle zur Wandreibung	1	2	1	Discrete	Ingenieurmäßige Abschätzung
3	ROUO	Wandrauigkeit (m)	1.00E-06	1.00E-05	1.00E-06	Log. Uniform	Ingenieurmäßige Abschätzung
4	ZFF	Formverlustkoeffizienten für Querverbindungen im Bündelbereich	0.1	10	1	Log. Uniform	Ingenieurmäßige Abschätzung
5	IHTC3	Auswahl der Korrelationen zur einphasigen Dampfkonvektion	1	2	2	Discrete	Auswahl der vorhandenen Korrelationen nach Beurteilung der Programmentwickler
6	OHVFC	Einphasige Konvektion in Dampf (Dittus-Boelter II) - Multiplikationsfaktor	0.8	1.2	1	Discrete	Literatur, Beurteilung der Experten
		Einphasige Konvektion in Dampf (McEligot) - Multiplikationsfaktor	0.85	1.25	1	Discrete	
7	PAR07	Korrekturfaktor zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit im Spaltbereich	0.8	1.2	1	Uniform	Sensitivitätsstudien

Zr-Oxidation							
#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
8	IOXM	Auswahl der Korrelationen zur Zr-Oxidation	1	3	3	Discrete	Erfahrung aus der Programmvalidierung
9	OXXLIM	Obere Grenze der Dampfverfügbarkeit zur Begrenzung der Oxidation	0.1	0.5	0.1	Log. Uniform	QUENCH-07
10	OXLMO	Anfängliche Oxidschichtdicke der Schmelzsträhne	1.00E-06	1.00E-05	1.00E-06	Log. Uniform	Erfahrung aus der Programmvalidierung
11	OMOXR	Multiplikationsfaktor für die Oxidationsraten	0.9	1.1	1	Uniform	Literatur, Beurteilung der Experten
Regelstab – B <sub>4</sub> C-Modellierung							
#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
12	CRTVER	Temperaturkriterium zum Versagen des Führungsrohres (K)	1473	1573	1523	Uniform	QUENCH-Versuche
13	IB4CSS	Auswahl der Korrelationen zur B <sub>4</sub> C-Stahl-Lösung	3	7	6	Discrete	Erfahrung aus der Programmvalidierung (QUENCH-07,-09)
14	ICRB4C	Auswahl der Korrelationen zur B <sub>4</sub> C-Oxidation	1	9	7	Discrete	Erfahrung aus der Programmvalidierung (QUENCH-07,-09)
15	FAREA	Multiplikationsfaktor für die Oxidationsfläche wg. B <sub>4</sub> C-Porosität	1	3	2	Uniform	QUENCH-07
Verlagerungsmodell (Metallische Schmelze)							
#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
16	TALLOW	Temperaturkriterium zum Hüllrohrversagen (K)	2200	2300	2250	Uniform	Erfahrung aus der Programmvalidierung
17	DDTAL	Oxidschichtdicke zur Modellierung des Hüllrohrversagens (m)	2.00E-04	6.00E-04	0.0003	Triangular	Erfahrung aus der Programmvalidierung
18	WSL	Verlagerungsgeschwindigkeit (m/s)	0.01	0.1	0.06	Triangular	Erfahrung aus der Programmvalidierung und Sensitivitätsstudien
19	ALAMSL	Wärmekapazität der metallischen Kruste (W/m/K)	5	30	30	Uniform	Empfehlungswerte aus dem Anwenderhandbuch

**Verlagerungsmodell (Keramische Schmelze)**

#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
20	TCOMPM	Temperaturkriterium zur Schmelzeverlagerung (K)	2550	2650	2600	Uniform	PHÉBUS-Versuche
21	WSLUO	Verlagerungsgeschwindigkeit (m/s)	0.002	0.1	0.06	Triangular	Erfahrung aus der Programmvalidierung und Sensitivitätsstudien
22	DTSLUO	Temperaturdifferenz zum Erstarren der Schmelze (K)	20	80	50	Uniform	Sensitivitätsstudien
23	BUSLUO	Verhältnis zwischen Schmelzumfang und Hüllrohrumfang	0.125	0.25	0.25	Discrete	Erfahrung aus der Programmvalidierung
24	ALAMUO	Wärmekapazität der keramischen Kruste (W/m/K)	2	20	20	Uniform	Empfehlungswerte aus dem Anwenderhandbuch

**Strahlungsmodell**

#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
25	EPS	Emissivität	0.6	0.8	0.7	Uniform	Sensitivitätsstudie

**Versuchsbedingte Unsicherheiten (15)**

**Bündelleistung**

#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
26	Par.26	Multiplikationsfaktor für die Bündelleistung	0.85	0.95	0.9	Uniform	Sensitivitätsstudie und Abschätzung der Experimentatoren
27	Par.27	Radiale Leistungsverteilung	0	1	0	Discrete	Sensitivitätsstudie
28	Par.28	Axiale Leistungsverteilung	0	1	0	Discrete	Sensitivitätsstudie

**Materialeigenschaften**

#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
29	Par.29	Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit (ZrO <sub>2</sub> )	0.65	1.35	1	Triangular	FPT3 Data Book und Sensitivitätsstudie
30	Par.30	Multiplikationsfaktor für die spezifische Wärmekapazität (ZrO <sub>2</sub> )	0.88	1.12	1	Uniform	FPT3 Data Book
31	Par.31	Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit (ThO <sub>2</sub> )	0.9	1.1	1	Uniform	FPT3 Data Book
32	Par.32	Multiplikationsfaktor für die spezifische Wärmekapazität (ThO <sub>2</sub> )	0.9	1.1	1	Uniform	FPT3 Data Book
33	Par.33	Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit (B <sub>4</sub> C)	0.85	1.15	1	Uniform	MATPRO-Daten
34	Par.34	Multiplikationsfaktor für die spezifische Wärmekapazität (B <sub>4</sub> C)	0.9	1.1	1	Uniform	MATPRO-Daten
35	Par.35	Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit (Zircaloy)	0.9	1.1	1	Uniform	MATPRO-Daten
36	Par.36	Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit (ZrO <sub>2</sub> )	0.9	1.1	1	Uniform	MATPRO-Daten
37	Par.37	Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit (UO <sub>2</sub> )	0.9	1.1	1	Uniform	MATPRO-Daten
38	Par.38	Multiplikationsfaktor für die spezifische Wärmekapazität (UO <sub>2</sub> )	0.98	1.02	1	Uniform	MATPRO-Daten

Randbedingungen							
#	Parameter-ID	Parameterbeschreibung	Minimum	Maximum	Referenz	Distribution Type	Bemerkung/Datenbasis
39	Par.39	Multiplikationsfaktor für den Dampfstrom	0.98	1.02	1	Uniform	Ingenieurmäßige Abschätzung
40	Par.40	Korrekturfaktor für die Dampftemperatur (K)	-2	2	0	Uniform	Ingenieurmäßige Abschätzung

### 6.4.3 Darstellung der wesentlichen Ergebnisse der Analyse

Insgesamt wurden 13 Einzelwerte, das heißt skalare Ergebnisgrößen, und 14 zeitabhängige Ergebnisgrößen zur Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse ausgewählt, insgesamt werden wegen der unterschiedlichen Temperaturmessstellen 24 Größen betrachtet. (Sowohl die Brennstoff- als auch die Bündelumfassungstemperaturen werden auf folgende Höhen untersucht: 200 mm, 300 mm, 400 mm, 500 mm, 600 mm, 700 mm, 800 mm.)

Die Einzelwerte 1 bis 5 kennzeichnen den Ablauf der Bündelzerstörung. Die Skalare 6 und 7 beziehen sich auf die Oxidation der Hüllrohre und des Absorberstabs. Die Freisetzungen einiger repräsentativer Nuklide (in % des Anfangsinventars) werden durch die Einzelwerte 8 bis 11 gekennzeichnet. Schließlich weisen die Skalare 12 und 13 auf den Transport bzw. auf den Rückhalt des Jod-Nuklids im Kühlkreislauf hin, was ein wichtiges Untersuchungsziel dieses Versuchs darstellt /TIB 19a/, /TIB 19b/.

1. Zeitpunkt zum ersten Hüllrohrversagen
2. Zeitpunkt zum Versagen des Kontrollstabs
3. Beginn der Verlagerung der metallischen Schmelze
4. Beginn der Verlagerung der keramischen Schmelze
5. Gesamte Schmelzmasse
6. Gesamte Wasserstoff-Erzeugung
7. Anteil des oxidierten Borkarbid
8. Gesamte relative Xe-Freisetzung (in % des Anfangsinventars)
9. Gesamte relative Jod-Freisetzung (in % des Anfangsinventars)
10. Gesamte relative Cs-Freisetzung (in % des Anfangsinventars)
11. Gesamte relative U-Freisetzung (in % des Anfangsinventars)
12. Jod-Freisetzung ins Containment (in % des Anfangsinventars)
13. Gasförmige Jod-Freisetzung ins Containment (in % des Anfangsinventars)

Die folgenden zeitabhängigen Variablen wurden berücksichtigt. Die Ergebnisse 1 bis 5 stellen das thermale Verhalten im Kernbereich dar. Die Oxidationsprozesse werden durch die zeitabhängige Ergebnisse 7 bis 10 gezeigt. Die Freisetzungen einiger repräsentativer Nuklide (in % des Anfangsinventars) aus dem Kern, beziehungsweise ins Containment werden durch die Ergebnisse 11 bis 14 gekennzeichnet /TIB 19a/, /TIB 19b/.

1. Bündeltemperatur – 300 mm
2. Bündeltemperatur – 500 mm
3. Shroud-Temperatur (1/4) – 300 mm
4. Shroud-Temperatur (1/4) – 500 mm
5. Max. Hüllrohrtemperatur
6. Fluidtemperatur am Bündelaustritt
7. Integrale Wasserstofferzeugung
8. Integrale CO-Erzeugung
9. Integrale CO<sub>2</sub>-Erzeugung
10. Integrale CH<sub>4</sub>-Erzeugung
11. Integrale I-Freisetzung aus dem Kern (in % des Anfangsinventars)
12. Integrale Cs-Freisetzung aus dem Kern (in % des Anfangsinventars)
13. Integrale I-Freisetzung ins Containment (in % des Anfangsinventars)
14. Integrale Cs-Freisetzung ins Containment (in % des Anfangsinventars)

#### **6.4.3.1 Skalarergebnisse**

Die wesentlichen Erkenntnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse bezüglich der Einzelergebnisse (Skalare) der Nachrechnung des PHÉBUS-Versuchs FPT3 mit ATHLET-CD werden an Hand von drei verschiedenen Diagrammtypen dargestellt (vgl. /TIB 19a/, /TIB 19b/):

- **CDF** (Kumulative Verteilungsfunktion) und Häufigkeitsdichte, sowie die **PDF** (Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion) aus den 100 alternativen Ergebnissen,

zusammen mit den zweiseitigen statistischen (95 %, 95 %) **Toleranzgrenzen** für den jeweils isoliert betrachteten Ergebnisparameter. Im Diagramm sind auch der in der Referenzrechnung berechnete (**Ref.**) und der gemessene Wert (**Exp.**) aufgezeichnet.

- Werte der Sensitivitätsmaße (**Spearman's Rangkorrelationskoeffizient**) aller 40 identifizierten unsicheren Eingabeparameter als Maß ihrer Beiträge zur Unsicherheit des Rechenergebnisses. Ein positives Vorzeichen bedeutet, dass Eingabeparameter und Ergebnisgröße in die gleiche Richtung gehen, d. h. eine Vergrößerung des Eingabeparameters bewirkt tendenziell eine Erhöhung der Ergebnisgröße und umgekehrt. Bei negativem Vorzeichen gehen Eingabeparameter und Ergebnisgröße in die entgegengesetzte Richtung, d. h. eine Vergrößerung des Eingabeparameters bewirkt tendenziell eine Verringerung der Ergebnisgröße und umgekehrt. Rangkorrelationskoeffizienten, die betragsmäßig kleiner als 0,20 sind, werden als statistisch nicht signifikant eingestuft. Im Kopf des Diagramms wird auch der Wert des **Bestimmtheitsmaßes  $R^2$**  angegeben, der den Anteil der Variabilität im Rechenergebnis ausdrückt, der von den Sensitivitätsmaßen aller 40 Parameter erklärt wird. Je näher sein Wert bei eins liegt, desto aussagekräftiger sind die einzelnen Rangkorrelationskoeffizienten.
- Werte der **multiplen Sensitivitätsmaße** (multipler Korrelations- bzw. Rangkorrelationskoeffizient  $R^2$ ) für zwei Parametergruppen: die modellbedingten unsicheren Parameter (Gruppe 1) und die versuchsbedingten unsicheren Parameter (Gruppe 2).

## Bündelzerstörung

Die Ergebnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des berechneten Zeitpunkts des ersten Hüllrohrversagens sind in Abb. 6.23 dargestellt. Der beobachtete Zeitpunkt während des Versuchs liegt nicht nur innerhalb des 95/95-Toleranzintervalls, sondern auch in dem Zehntel mit der größten Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion. Das Bestimmtheitsmaß der Sensitivitätsanalyse ist 0,9205, was einer sehr guten Analyse entspricht. Der maßgebendste Unsicherheitsparameter ist die Bündelleistung (Par. 26), die eine negative SRCC von 0,51 hat: je größer sie angenommen wird, desto früher ist das berechnete Versagen des Brennstabhüllrohrs. Weitere wichtige Unsicherheitsfaktoren sind die zur Berechnung der Wärmeübertragung durch Strahlung verwendete Emissivität (Par. 25), die Anzahl der axialen Nodes im aktiven Bereich (Par. 1), die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit der  $ZrO_2$ -Schicht der Bündelumfassung (Par. 29), die Wärmeleitfähigkeit im Spaltbereich der Bündelumfassung (Par. 7) und die axiale Leistungsverteilung (Par. 27). Auffällig ist der zweitwichtigste Parameter: Par. 1, der in Abb. 6.23 eine viel kleinere Auswirkung hatte. Im Gegensatz zu der Analyse in /AUS 10b/, bei der die versuchsbedingten Unsicherheiten bestimmend für die Gesamtunsicherheit waren, tragen beide Gruppen ungefähr gleichmäßig zu der Aussageunsicherheit bei.

Abb. 6.24 zeigt die Ergebnisse der Analyse für den Zeitpunkt des Absorberstabversagens. Die Simulation sagt ein schnelleres Versagen voraus, d. h. liefert einen früheren Zeitpunkt. Der experimentelle Wert von 9.550 s liegt nah an der berechneten oberen Toleranzgrenze. Wesentliche Unsicherheitsparameter sind: die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29), die Bündelleistung (Par. 26), das Temperaturkriterium zum Versagen des Führungsrohres (Par. 12), die Auswahl der  $B_4C$ -Korrelation (Par. 14), sowie die Berechnung der Wärmeleitfähigkeit im Spaltbereich der Bündelumfassung (Parameter 7). Diese Parameter, außer Par. 14, haben sich in /AUS 10b/ auch als wichtig erwiesen. Die versuchsbedingten Unsicherheiten sind in diesem Fall bestimmend für die Gesamtunsicherheit dieser Ergebnisgröße.

Die Ergebnisse bezüglich der ersten Verlagerung der metallischen Schmelze sind in Abb. 6.25 dargestellt. Im Gegensatz zu der Analyse in /AUS 10b/ liefert jetzt die Referenzrechnung einen späteren Zeitpunkt zur ersten metallischen Verlagerung als gemessen wurde. Der im Versuch beobachtete Wert liegt ungefähr in der Mitte der berechneten Toleranzgrenzen. Die Breite der Grenzen ist kleiner geworden im Vergleich zur Analyse in /AUS 10b/, was darauf hinweist, dass die inzwischen durchgeführten Entwicklungsarbeiten die Simulation verbessert haben. Die maßgebende Unsicherheit stammt für

diesen Ergebnisparameter aus Par. 29 ( $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit im Shroud) und aus der Anzahl der Nodes im aktiven Bereich (Par. 1). Das negative Vorzeichen des letzteren bedeutet, dass je detaillierter die Nodalisierung im Bündelbereich ist, desto früher ist der berechnete Beginn der metallischen Verlagerung und desto größer ist die Abweichung zum Versuch. Insgesamt überwiegt der Beitrag der modellbedingten Parameter etwas, aber es ist anzumerken, dass  $R^2$  knapp unter 0,7 liegt. Dies ist ein Hinweis, dass zusätzliche Modellunsicherheiten, die hier nicht berücksichtigt wurden, einen bedeutenden Einfluss auf diese Ergebnisgröße haben könnten.

Der Beginn der Verlagerung der keramischen Schmelze wird mit der Referenzsimulation sehr gut wiedergegeben (Abb. 6.26). Des Weiteren liegt der gemessene Wert im häufigsten Dezil der Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion, was für eine gute Rechenfähigkeit dieses Parameters im Code spricht. Trotz guter Übereinstimmung ist die Streubreite der Rechenergebnisse sehr groß. In etwa 1 - 2 % der Fälle findet in der Simulation sogar keine keramische Verlagerung statt, da aufgrund der unterstellten Parameterkombination die notwendigen Temperaturen zum Schmelzen nicht erreicht werden. Die wichtigsten unsicheren Parameter sind die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29), das Temperaturkriterium zur Schmelzeverlagerung (Par. 20), die Bündelleistung (Par. 26) sowie die Korrelation der  $B_4C$ -Oxidation (Par. 14). Die Korrelation zur  $B_4C$ -Oxidation hat sich in /AUS 10b/ als statistisch nicht relevant erwiesen. Allgemein sind die versuchsabhängigen Unsicherheiten maßgebend für die Gesamtunsicherheit.

Die berechnete Schmelzmasse bei Versuchsende ist in Abb. 6.27 dargestellt. Wie zu sehen ist, ist die Breite der Toleranzgrenze zwar groß, jedoch viel kleiner als in /AUS 10b/ beschrieben wurde. Die Streubreite belegt immer noch die große Unsicherheit bei der Simulation der Schmelzebildung und -verlagerung. Die minimale geschmolzene Masse liegt etwas über 0,5 kg, während die maximale bei ca. 3,6 kg liegt. Interessant ist, dass die Wahrscheinlichkeitsdichtefunktion zwischen 1,2 kg und 2,8 kg fast auf eine Rechteckverteilung hinweist. Der gemessene Wert liegt nah an der unteren Toleranzgrenze, dennoch schon in dem Teil der Quasi-Rechteckverteilung. Hier ist die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29) der weitaus dominierende Unsicherheitsfaktor, gefolgt von der Bündelleistung (Par. 26) sowie von der Korrelation zur  $B_4C$ -Oxidation (Par. 14). Letzterer hat sich in /AUS 10b/ als unwichtig erwiesen. Insgesamt liefern die versuchsbedingten Unsicherheiten den größeren Beitrag zur Gesamtunsicherheit der berechneten Schmelzmasse.

Es ist nennenswert, dass sich Par. 14 – Korrelation zur  $B_4C$ -Oxidation – in /AUS 10b/ als statistisch nicht relevant erwiesen hat, während er in dieser Studie bei mehreren Figure of Merits bezüglich des Ablaufs der Bündelzerstörung als wichtig eingestuft wird.

## Oxidation

Um den Einfluss der unsicheren Eingabeparameter auf die Simulation der Oxidationsvorgänge zu untersuchen, wurden zwei Einzelergebnisse ausgewählt: die gesamte Masse des erzeugten Wasserstoffs und der Anteil des oxidierten Absorbermaterials. Die Ergebnisse sind in Abb. 6.28 und Abb. 6.29 dargestellt. Diese Auswertung wird durch die Analyse der entsprechenden zeitabhängigen Größen im folgenden Kapitel ergänzt.

Sowohl der Referenzwert als auch der gemessene Wert liegen im Fall der Wasserstoff-erzeugung bei der oberen Toleranzgrenze. Wie Abb. 6.28 zeigt, ist die Streubreite kleiner als in /AUS 10b/. Dies resultiert aus der Tatsache, dass ATHLET-CD 3.2 allgemein eine kleinere Wasserstoff-erzeugung vorhersagt. Die unteren Grenzen sind fast identisch, während die obere Grenze reduziert wurde. Die abgeleiteten Sensitivitätsmaße weisen die Auswahl der Nodalisierung im Bündelbereich (Par. 1) als die dominierende Unsicherheit - mit negativem Vorzeichen - für diese Ergebnisgröße aus. Weitere wichtige Parameter sind die Oxidschichtdicke zur Modellierung des Hüllrohrversagens (Par. 17) und die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29). Insgesamt überwiegt der Beitrag der modellbedingten, unsicheren Parameter zur Gesamtunsicherheit der berechneten  $H_2$ -Erzeugung gegenüber dem der versuchsbedingten Parameter.

Abb. 6.29 stellt den Anteil des oxidierten  $B_4C$  dar. Der experimentelle Wert liegt nah an der unteren Toleranzgrenze, während der Referenzwert eher an der oberen Toleranzgrenze liegt. Im Vergleich zur Analyse in /AUS 10b/ sind die Toleranzgrenzen enger geworden. Laut der Sensitivitätsanalyse ist die Anzahl der Nodes im Bündelbereich die maßgebende Unsicherheit. Weitere wichtige Unsicherheitsfaktoren sind der Multiplikationsfaktor für die Oxidationsfläche (Par. 15) und die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29). Insgesamt tragen die modellbedingten Parameter mehr zur Gesamtunsicherheit der berechneten  $B_4C$ -Oxidation bei.

Nicht zu vergessen ist, dass sowohl für die erzeugte Wasserstoffmenge als auch für den Anteil des oxidierten Borkarbid die Bestimmtheitsmaße  $R^2$  knapp unter 0,8 liegen, was die Aussagekraft der abgeleiteten Sensitivitätsmaße beeinträchtigt. Im Vergleich zu der vorherigen Analyse in /AUS 10b/ ist eine deutliche Verbesserung der Werte (von 0,39 und 0,65) zu erkennen. Durch die Erweiterung des Kenntnisstandes könnten diese weiter verbessert werden.

### **Spaltproduktfreisetzung**

Die Ergebnisse der Unsicherheitsanalyse in Bezug auf die berechnete Spaltproduktfreisetzung werden nur anhand einiger Elementen (Xe, I, Cs, U) in Abb. 6.30 bis Abb. 6.33 exemplarisch dargestellt. Es ist weiterhin zu berücksichtigen, dass in dieser Studie keine möglichen unsicheren Parameter bezüglich der Modellierung der Freisetzung berücksichtigt sind. Es wird hier nur der Einfluss der Simulation des thermohydraulischen Verhaltens im Testbündel betrachtet.

Wie in Abb. 6.30 zu sehen ist, wird die freigesetzte Xe-Menge sehr gut in der Simulation wiedergegeben. Bei Iod liegt der experimentelle Wert zwar innerhalb der Toleranzgrenzen (Abb. 6.31), aber eher am unteren Limit. Bei Cäsium und Uran (sowie bei Molybdän), sind die Messwerte überschätzt (Abb. 6.32 und Abb. 6.33). Tellur wird unterschätzt, während die Messwerte von Barium und Ruthenium sich innerhalb der Toleranzgrenzen befinden.

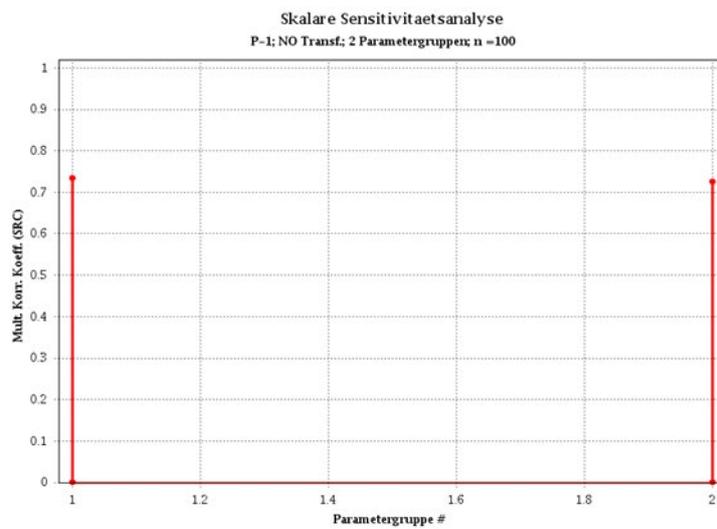
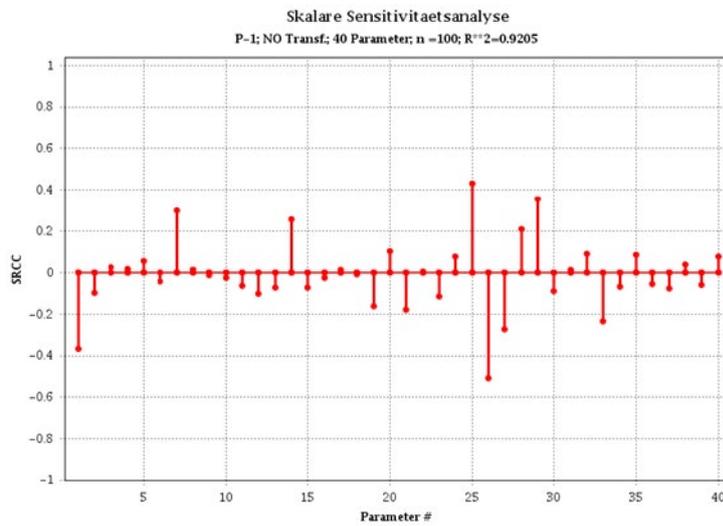
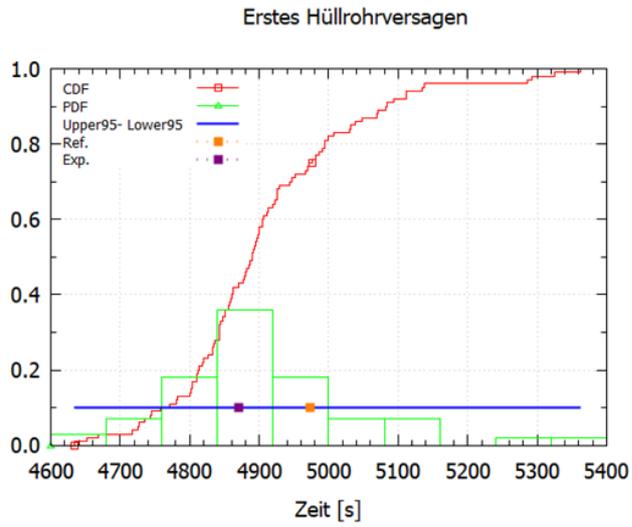
Der dominierende unsichere Parameter zur Simulation der Freisetzung ist bei allen Elementen die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29). Diese hat ein negatives Vorzeichen, d.h. dass eine kleinere Wärmeleitfähigkeit zu einer höheren Freisetzung (durch höhere Bündeltemperaturen) führt. Der zweitwichtigste Parameter ist die Bündelleistung (Par. 26). Durch eine größere Bündelleistung wird eine höhere Freisetzung verursacht, folglich hat diese ein positives Vorzeichen. Ein weiterer wichtiger Parameter ist die gewählte  $B_4C$ -Korrelation (Par. 14). Im Gegensatz zu der Analyse in /AUS 10b/ spielt die Anzahl der Nodes im Bündelbereich nur bei Xe und Iod eine geringere Rolle (SRCC knapp über  $|0,2|$ ), während bei den anderen Elementen ihre Rolle vernachlässigbar ist. Par. 21, der in /AUS 10b/ noch eine Rolle spielte, hat keinen Einfluss auf die Gesamtunsicherheit des Simulationsaussage. Überwiegend durch den Beitrag der Wärmeleitfähigkeit des Zirconiumoxids sind auch hier die versuchsabhängigen Unsicherheiten maßgebend für die Gesamtunsicherheit der berechneten Spaltproduktfreisetzung.

## Iod-Transport

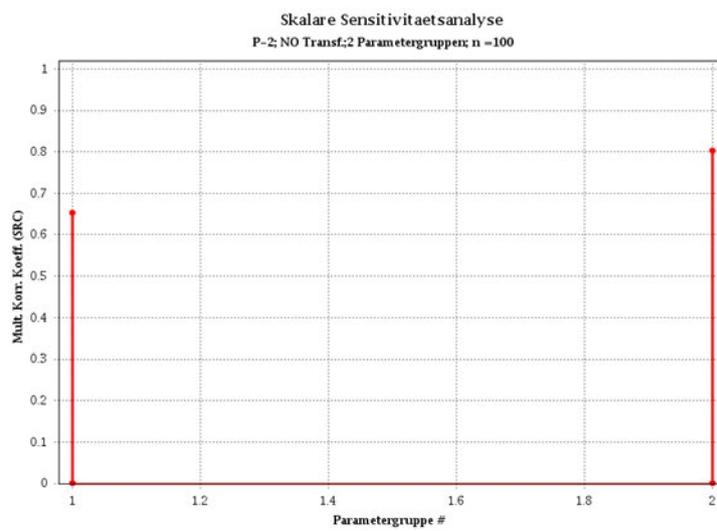
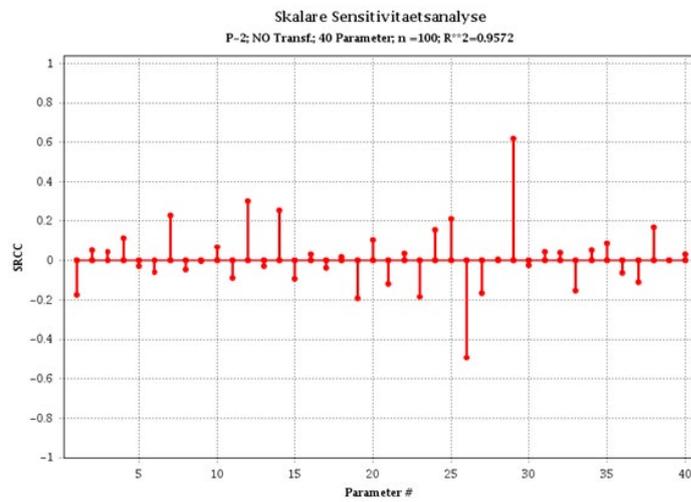
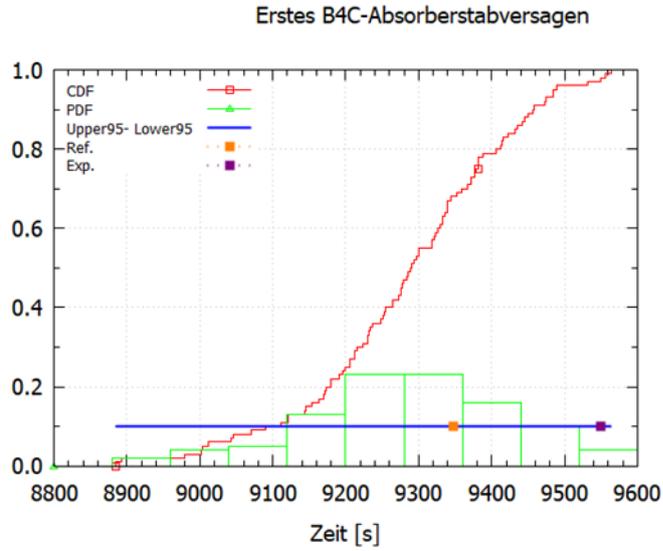
Wegen seiner radiologischen Relevanz hat Iod eine spezielle Bedeutung im Verlauf von Simulationen für Unfallabläufe. Im Versuch wurden nur 34,1 % des Anfangsinventars des Iods ins Containment transportiert, davon jedoch 87,7 % als Gas und nur 12,3 % als Partikel. Abb. 6.34 und Abb. 6.35 stellen die Ergebnisse des Transports von Iod dar. Es ist zu bemerken, dass keine mögliche Unsicherheit bei der Modellierung von Spaltprodukttransport betrachtet wurde.

Abb. 6.34 zeigt den ins Containment transportierten Anteil von Iod. Wie zu sehen ist, gibt die Referenzrechnung die gemessenen Werte sehr gut wieder. Diese liegen etwa in der Mitte der erzielten Toleranzgrenzen. Laut der Sensitivitätsanalyse liefert die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29) den größten Beitrag zur Gesamtunsicherheit der Simulation. Weitere wichtigen Parametern sind die obere Grenze der Dampfverfügbarkeit der Oxidation (Par. 9) und die Auswahl von Randleitungsmodell (Par. 2). Par. 38, Par. 17 sowie Par. 14 verfügen auch über einen knapp größeren Wert als 0,2 SRRC. Diese Parameter wurden in /AUS 10b/ nicht als wichtig identifiziert. Es ist anzumerken, dass der  $R^2$  lediglich knapp über 0,7 liegt.

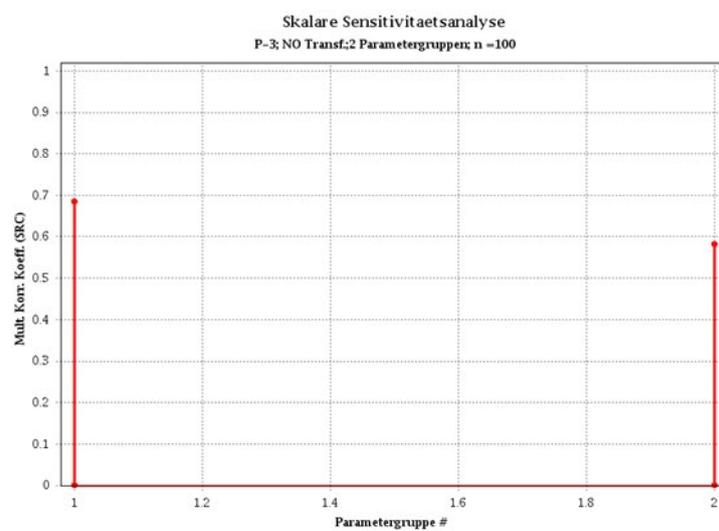
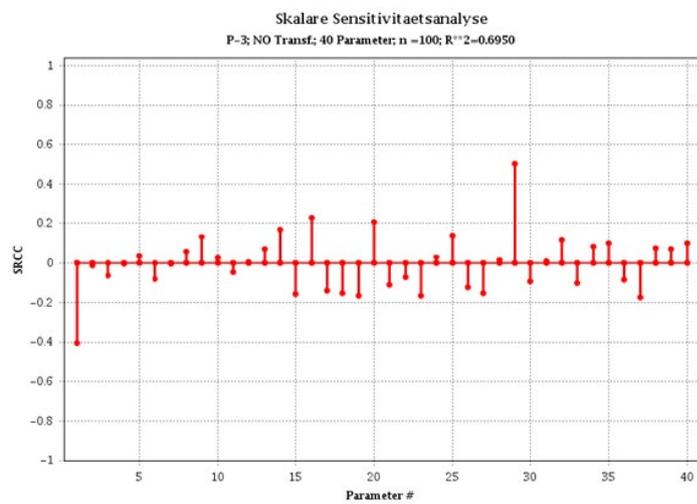
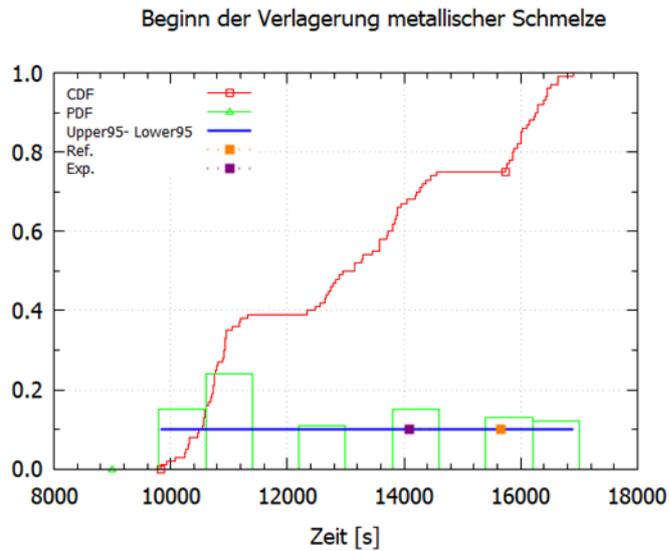
Der gasförmige Anteil des ins Containment transportierten Iods ist unterschätzt, wie in Abb. 6.35 gezeigt wird. Dennoch liefert diese Studie eine bessere Vorhersage als die Analyse in /AUS 10b/. Die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29) und die Auswahl des Randleitungsmodells (Par. 2) erwiesen sich als wichtige unsichere Parameter während des Sensitivitätsanalyse. Der niedrige Wert der Bestimmtheitsmaße ( $R^2 = 0,6258$ ) weist jedoch darauf hin, dass noch andere im Rahmen dieser Studie nicht betrachtete Parameter einen erheblichen Beitrag zur Gesamtunsicherheit der Simulation leisten.



**Abb. 6.23** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des ersten Hüllrohrversagens  
/TIB 19a/, /TIB 19b/

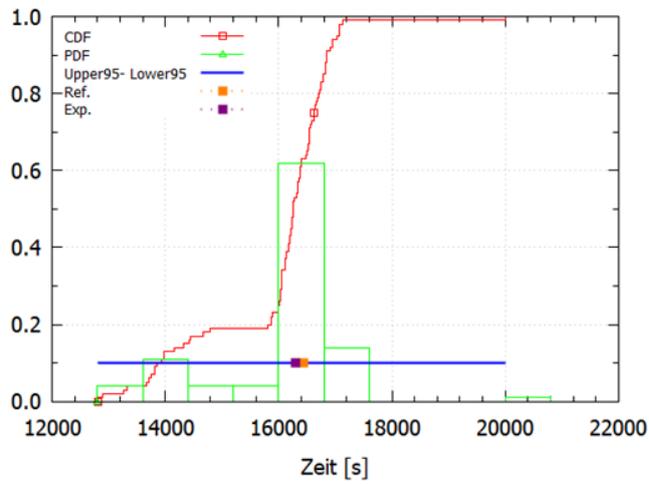


**Abb. 6.24** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der ersten Steuerstabversagens /TIB 19a/, /TIB 19b/



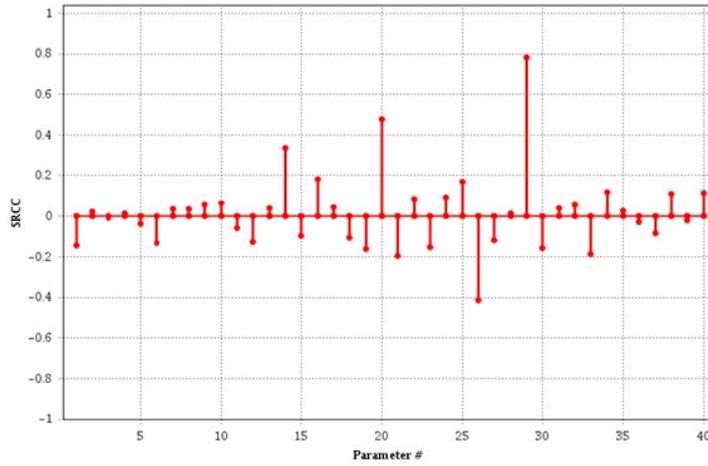
**Abb. 6.25** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des Beginns der metallischen Verlagerung /TIB 19a/, /TIB 19b/

Beginn der Verlagerung keramische Schmelze



Skalare Sensitivitätsanalyse

P-4; NO Transf; 40 Parameter; n =100; R<sup>2</sup>=0.9594



Skalare Sensitivitätsanalyse

P-4; NO Transf; 2 Parametergruppen; n =100

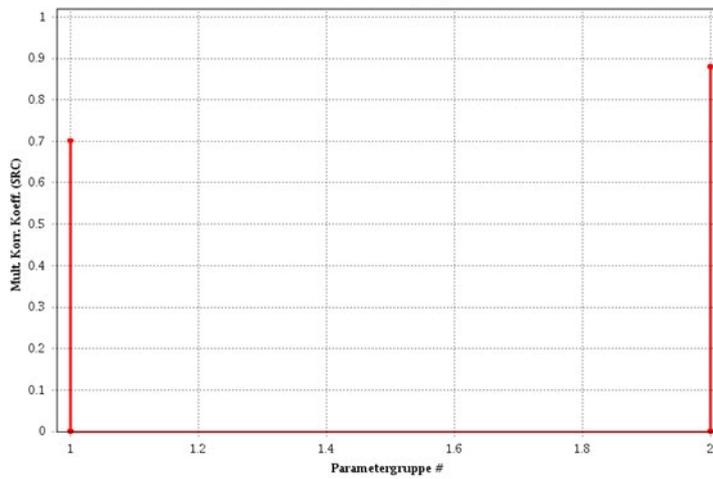
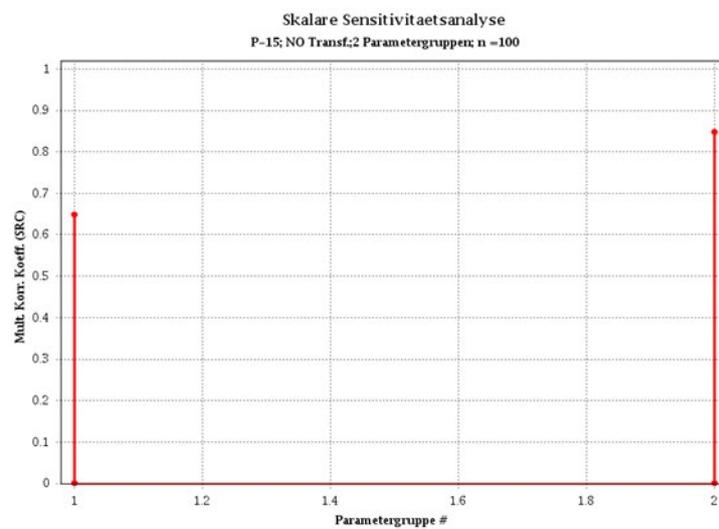
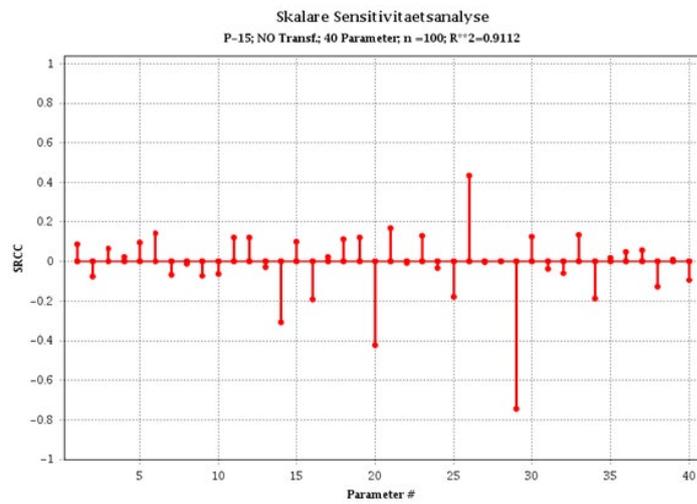
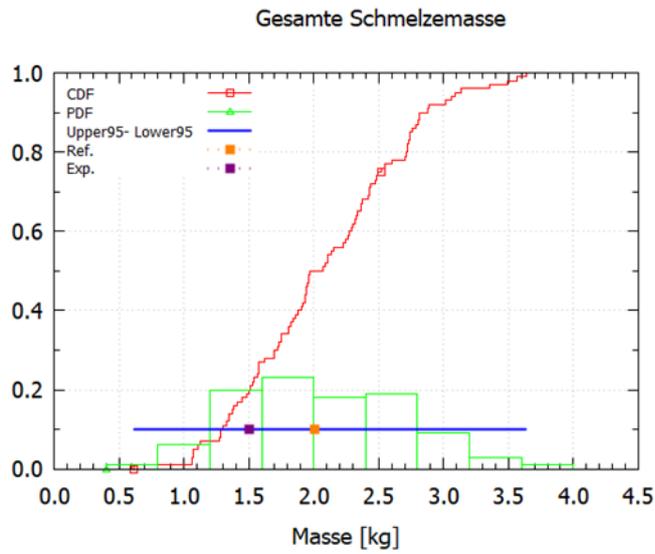
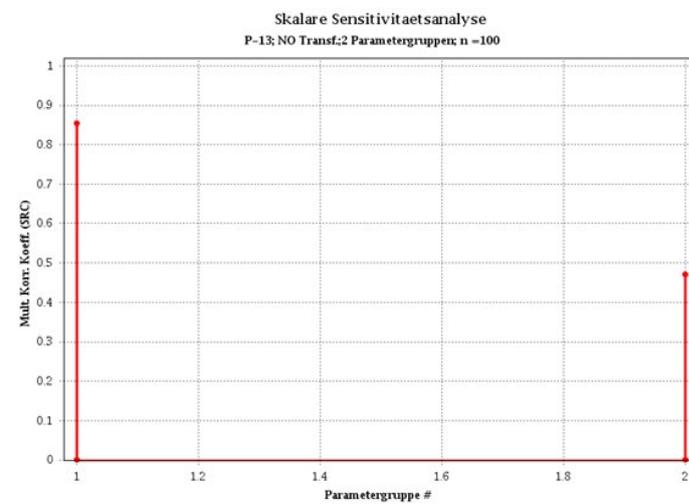
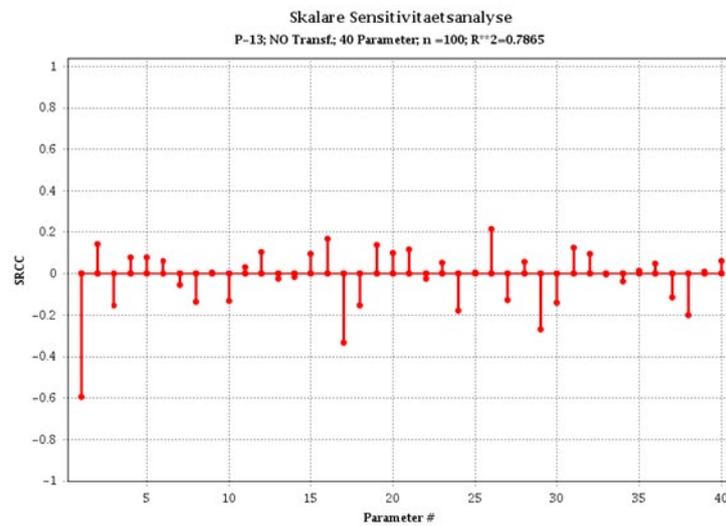
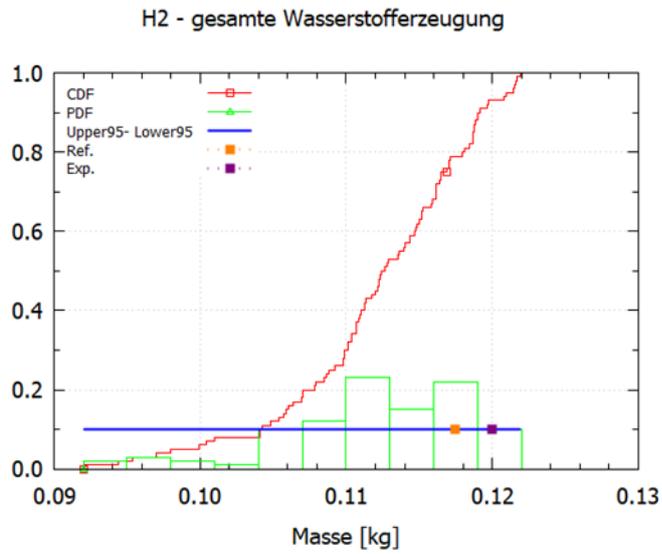


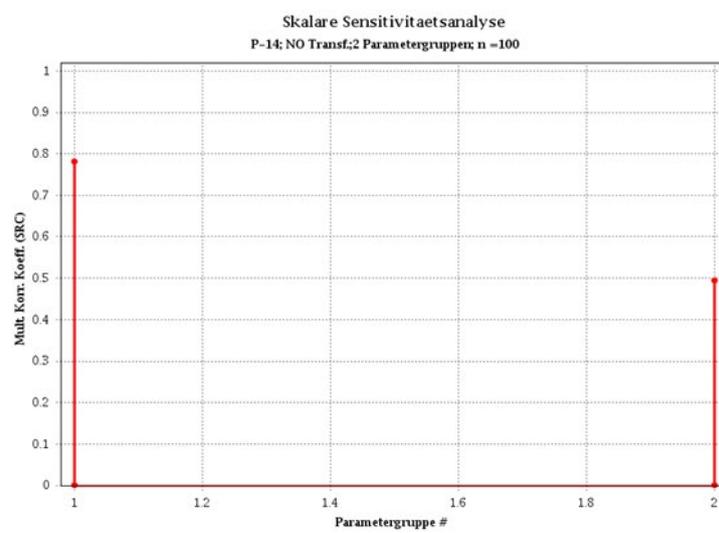
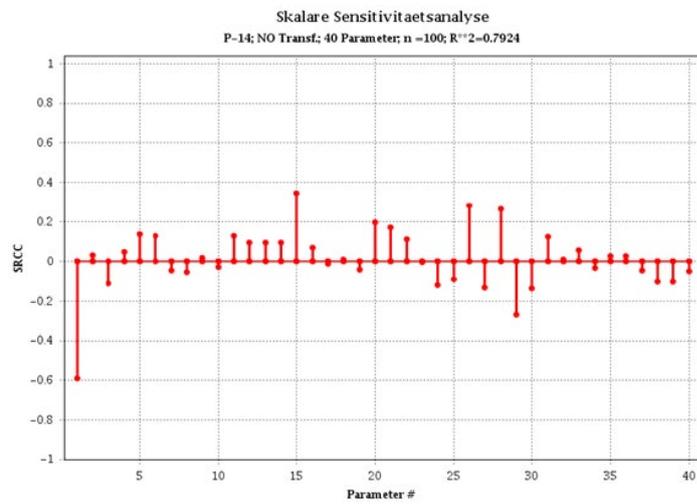
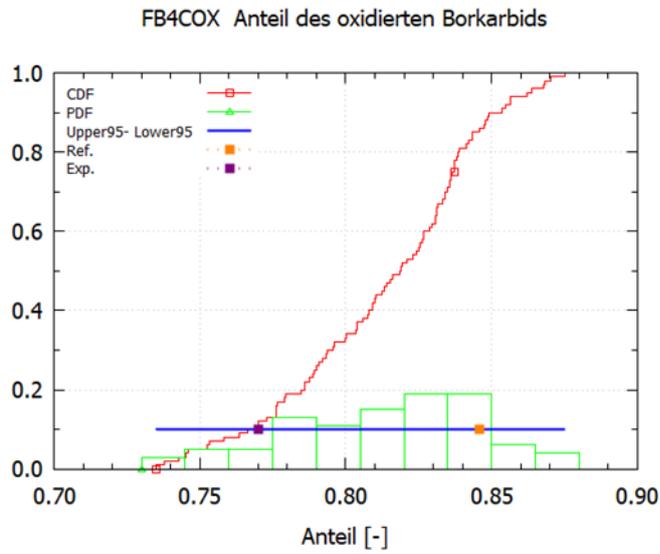
Abb. 6.26 Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des Beginns der keramischen Verlagerung /TIB 19a/, /TIB 19b/



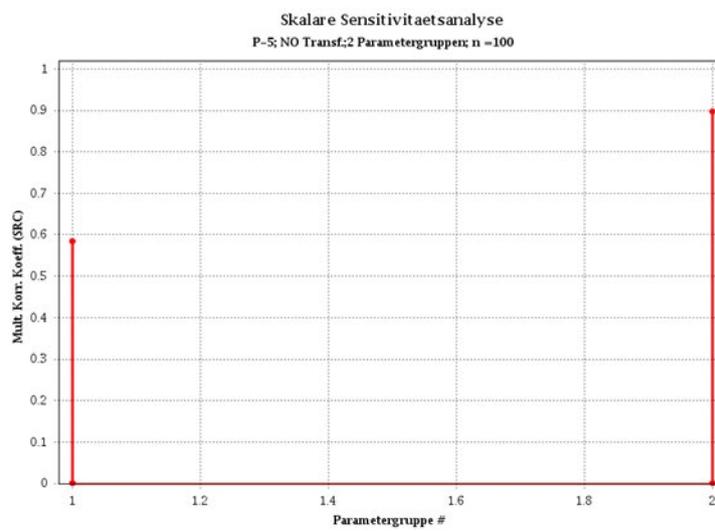
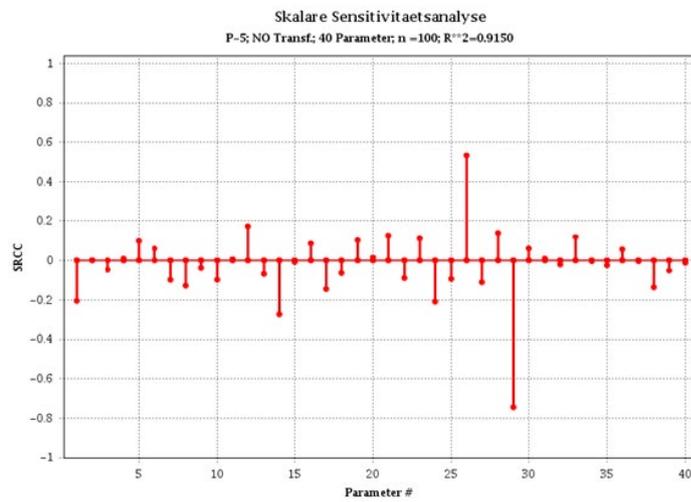
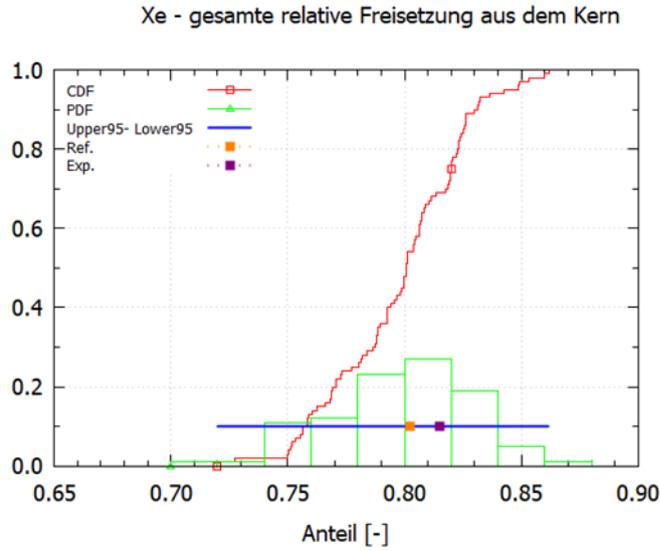
**Abb. 6.27** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der gesamten Schmelzemasse /TIB 19a/, /TIB 19b/



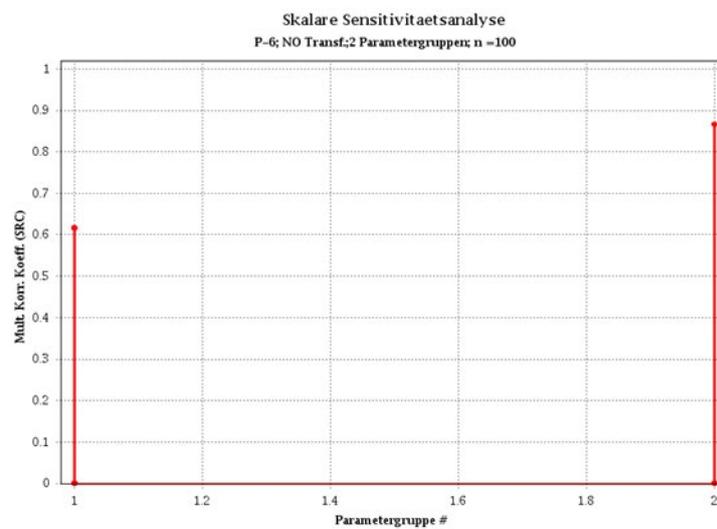
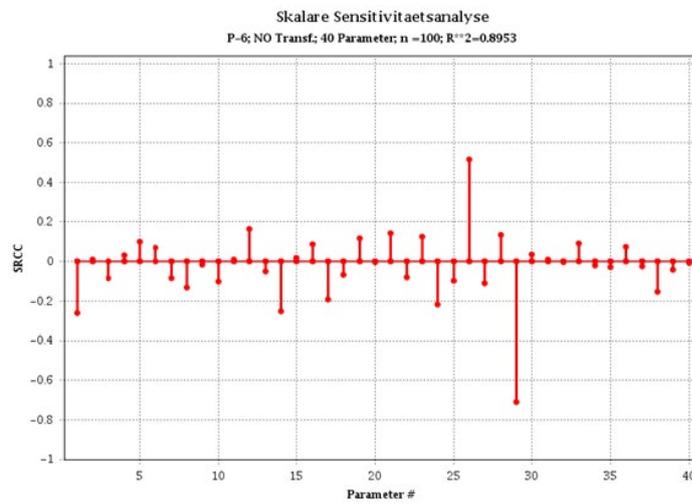
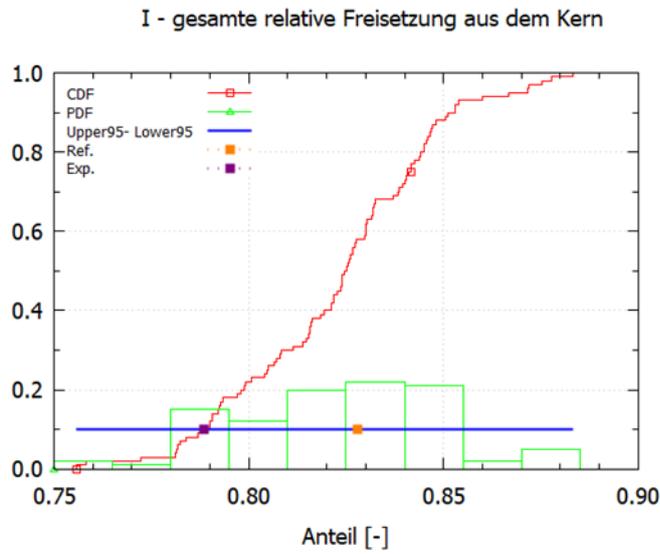
**Abb. 6.28** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Wasserstoffherzeugung /TIB 19a/, /TIB 19b/



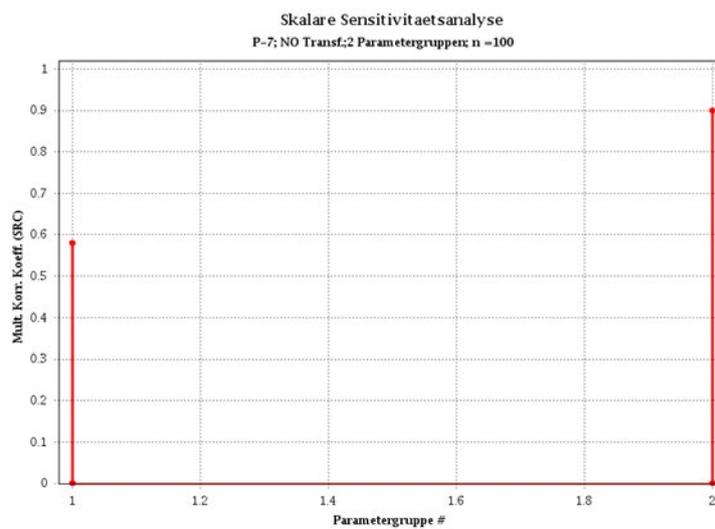
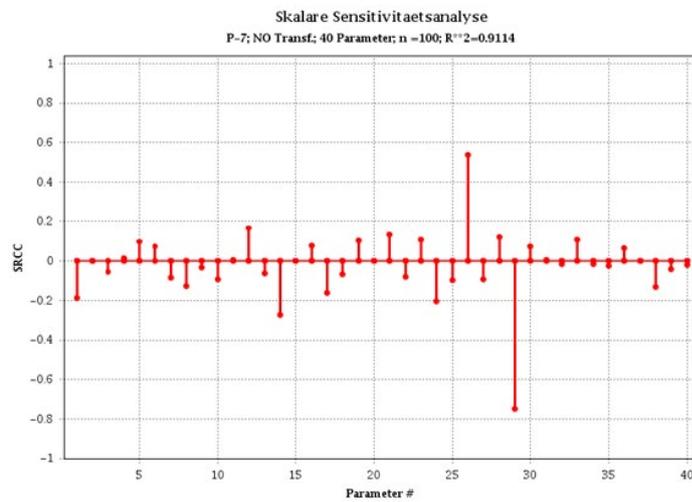
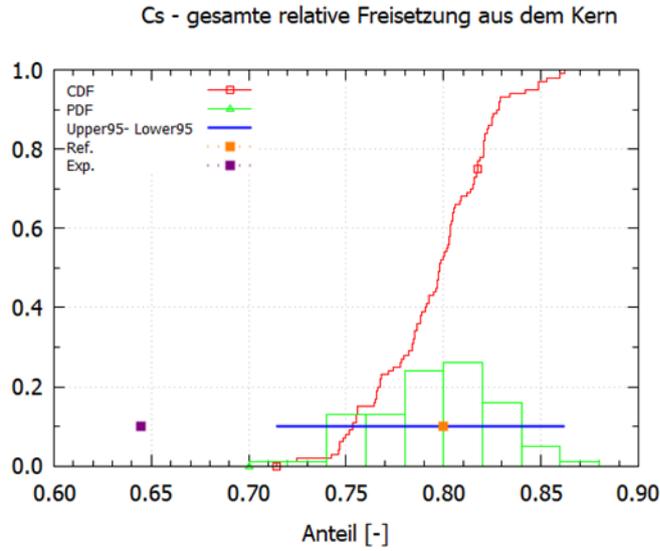
**Abb. 6.29** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des Anteils des oxidierten B<sub>4</sub>C /TIB 19a/, /TIB 19b/



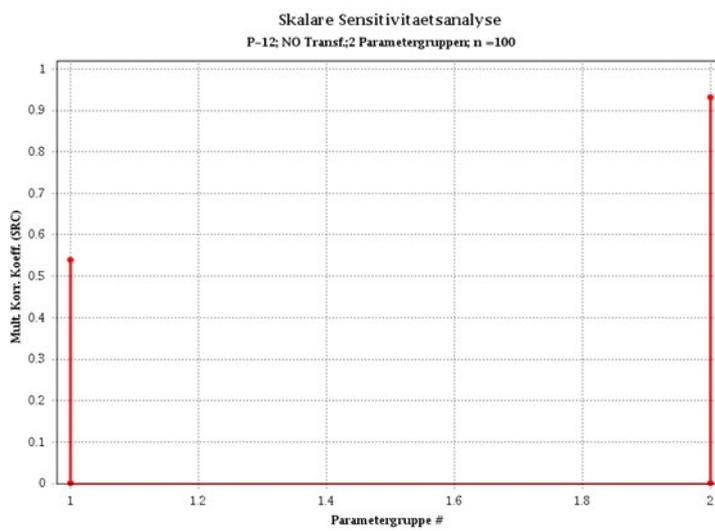
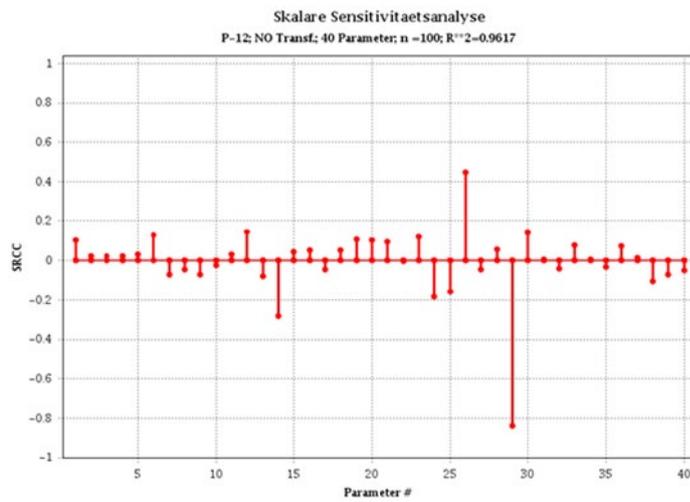
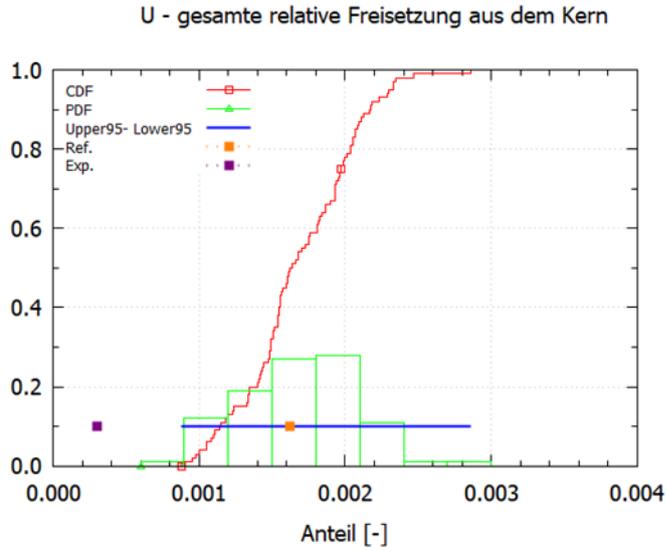
**Abb. 6.30** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Xenon-Freisetzung aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/



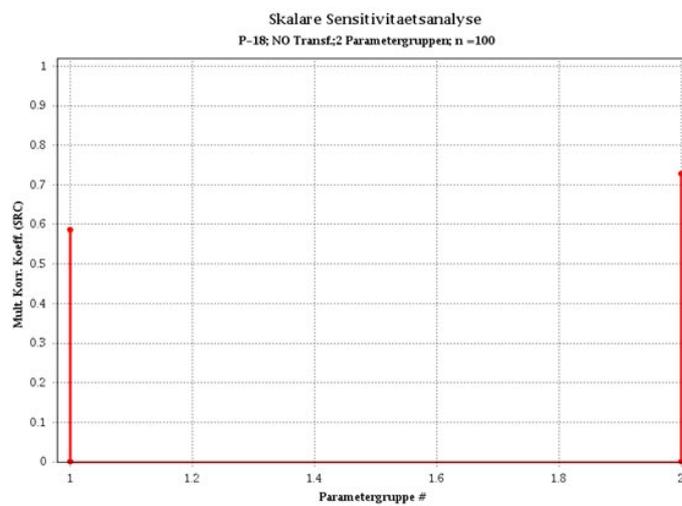
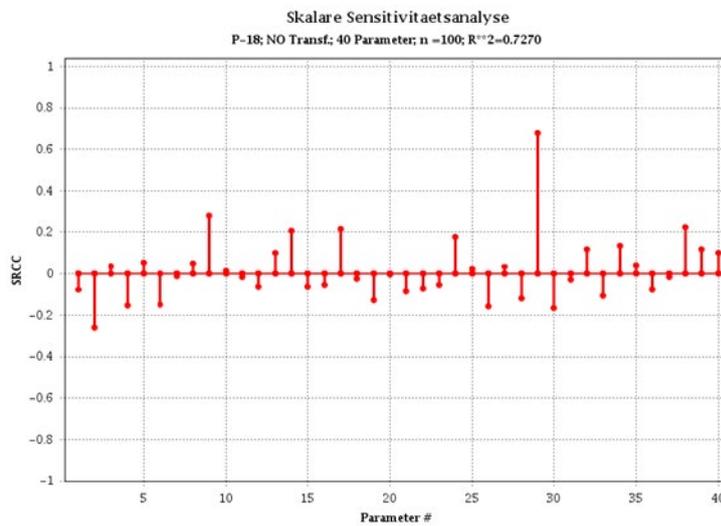
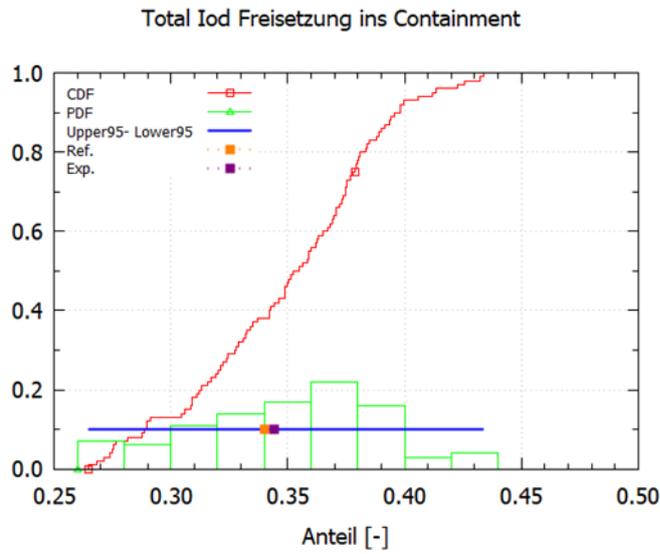
**Abb. 6.31** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Iod-Freisetzung aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/



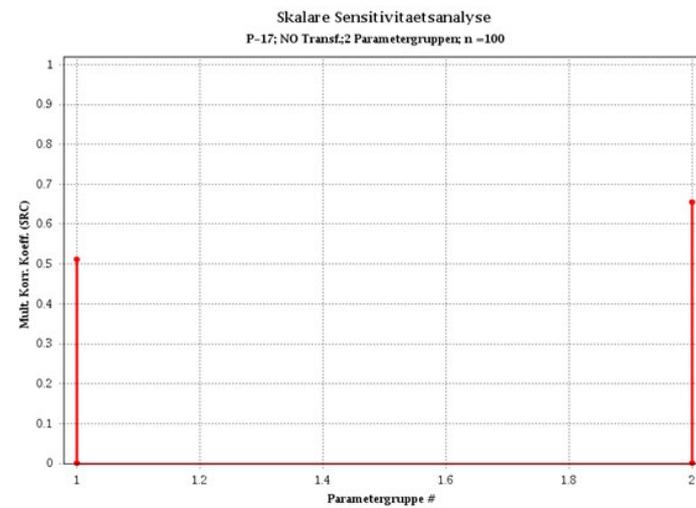
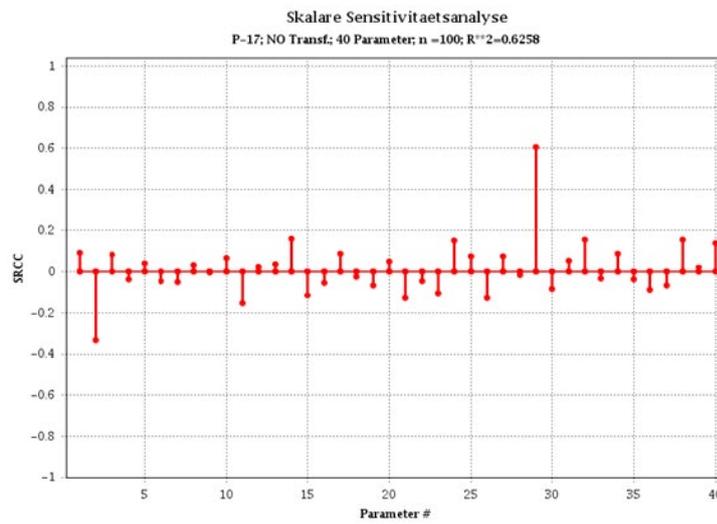
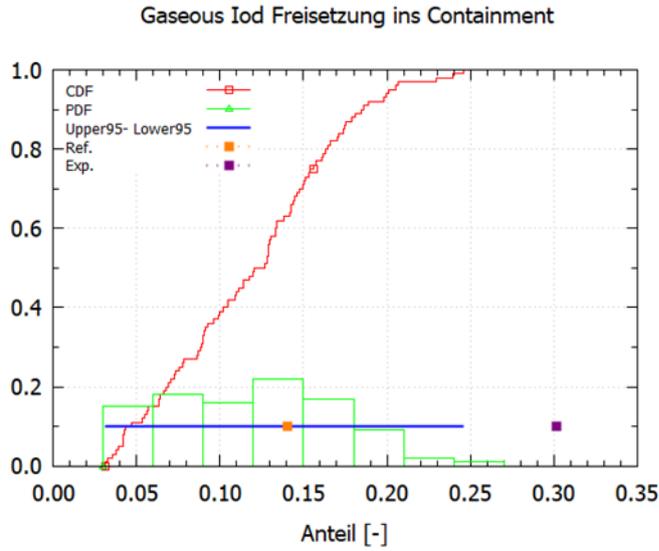
**Abb. 6.32** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Cäsium-Freisetzung aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/



**Abb. 6.33** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Uran-Freisetzung aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/



**Abb. 6.34** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Iod-Freisetzung ins Containment /TIB 19a/



**Abb. 6.35** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen gasförmigen Iod-Freisetzung ins Containment /TIB 19a/, /TIB 19b/

### 6.4.3.2 Zeitabhängige Ergebnisgröße

Die wesentlichen Erkenntnisse der Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse bezüglich der zeitabhängigen Ergebnisse der Nachrechnung des PHÉBUS-Versuchs FPT3 mit ATHLET-CD 3.2 werden mithilfe von drei verschiedenen Diagrammtypen zusammengefasst (vgl. /TIB 19a/, /TIB 19b/):

- Zeitlicher Verlauf des zweiseitigen 95/95-Toleranzintervalls (**Lower 95**, **Upper 95**). Im Diagramm werden auch die Ergebnisse der Referenzrechnung (**Ref.**) und die entsprechenden Messwerte (**Exp.**) aufgetragen. Wo mehrere Messwerte (wie z.B. Temperatur auf einer bestimmten Höhe) verfügbar sind werden unterschiedliche Farben verwendet.
- Zeitlicher Verlauf der Sensitivitätsmaße (**Spearman's Rangkorrelationskoeffizient**). Um Unübersichtlichkeit zu vermeiden, werden nur die in der Sensitivitätsanalyse als wichtig erwiesenen Parameter dargestellt. Bei dem Stichprobenumfang von 100 Rechnungen sind Werte des Rangkorrelationskoeffizienten, die betragsmäßig kleiner als etwa 0,20 sind, statistisch nicht signifikant. Sie können daher vernachlässigt werden. Ein positives Vorzeichen bedeutet, dass Eingabeparameterwert und Ergebnisgröße in die gleiche Richtung gehen, d. h. eine Vergrößerung des Eingabeparameterwerts bewirkt tendenziell eine Erhöhung der Ergebnisgröße und umgekehrt. Bei negativem Vorzeichen gehen Eingabeparameterwert und Ergebnisgröße in die entgegengesetzte Richtung, d. h. eine Vergrößerung des Parameterwerts bewirkt tendenziell eine Verringerung der Ergebnisgröße und umgekehrt. Je größer der Betrag des jeweiligen Maßes, desto bedeutsamer ist die Unsicherheit des Eingabeparameters für die Ergebnisunsicherheit.
- Zeitlicher Verlauf des **Bestimmtheitsmaßes  $R^2$** , der den Anteil der Variabilität im Rechenergebnis ergibt, der von den Sensitivitätsmaßen aller 40 Parameter erklärt wird. Je näher sein Wert bei eins liegt, desto aussagekräftiger sind die Sensitivitätsmaße.

### Temperaturen

Exemplarisch werden nur die Temperaturen auf den Höhen von 300 mm und 500 mm dargestellt. Die Ergebnisse auf anderen Höhen zeigen ein ähnliches Verhalten, während die Sensitivitätsmaße weitgehend über ein gleiches Verhältnis verfügen.

Abb. 6.36 stellt die Brennstofftemperatur auf der Höhe von 300 mm dar. Die experimentellen Werte liegen hauptsächlich innerhalb der Toleranzgrenzen. Nur zwischen 11.000 s und 15.000 s werden die Messwerte knapp überschätzt. Das Instrument versagt bei etwa 17.000 s, kurz vor Ende des Versuchs.

Die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit in der Bündelumfassung (Par. 29) erwies sich als ausschlaggebender Parameter während der Sensitivitätsanalyse. Ihre Bedeutung nimmt bis zu etwa 10.000 s zu, wonach es an Bedeutung verliert. Nach der Oxidation hat sie bis zum Abschalten des Reaktors wieder einen immer größer werdenden Einfluss auf die Unsicherheiten der Simulationsergebnisse. Die negativen Werte der Sensitivitätsmaße bedeuten, dass je kleiner die temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit ist, desto geringer ist die Wärmeabfuhr durch die Bündelumfassung und umso höher sind die berechneten Brennstabtemperaturen.

Weitere wichtige Parameter sind die axiale Leistungsverteilung (Par. 28) und die Bündelleistung (Par. 26) während des gesamten Versuchs bis auf die Oxidationsphase zwischen 9.800 s und 11.500 s sowie die Nodalisierung im Bündelbereich (Par. 1) während der Voroxidation bis zum Beginn der Temperatureskalation durch Oxidation (9.800 s), sowie während der Dampfmangelphase zwischen 10.000 s und 11.500 s. Je detaillierter die Nodalisierung im Bündelbereich ist, desto tendenziell niedriger sind die berechneten Brennstabtemperaturen. Die Auswahl der Korrelationen zur  $B_4C$ -Oxidation (Par. 14) und der Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit ( $B_4C$ ) (Par. 33) sind ebenfalls während des gesamten Versuchs, mit Ausnahme der Oxidationsphase, bedeutend.

Während der Oxidation ist die Aussagekraft der Analyse sehr gering, da das Bestimmtheitsmaß ( $R^2$ ) sehr klein ist. Das gleiche gilt für die Abkühlphase nach Ausschalten des Reaktors.

Abb. 6.37 zeigt die Brennstofftemperaturen auf 500 mm. Während der Oxidationsphase werden die Messwerte von TCW12 leicht überschätzt. Die Werte, die von TCW4 geliefert wurden, liegen zwischen den Toleranzgrenzen. Da es hier bereits zu Schmelzvorgängen kommt und da dieser Prozess mit sehr vielen Unsicherheiten verbunden ist (siehe Analyse des Skalarergebnisses Schmelzmasse), ist das sehr breite Toleranzintervall nach 13.000 s nicht verwunderlich. Die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse sagen ein ähnliches Verhalten vorher, wie es bereits auf der Höhe von 300 mm zu sehen war. Die Parametern Par. 29, Par. 26 sowie Par. 1 zeigen den größten Effekt auf die Aussageunsicherheit der Simulation von Brennstofftemperatur auf der Höhe von 500 mm.

Abb. 6.38 stellt die Bündelumfassungstemperatur auf der Höhe 300 mm dar. Die gemessenen Werte liegen hauptsächlich innerhalb der Toleranzgrenzen. Eine Ausnahme bildet die Kalibrations-Phase, während der diese knapp unterschätzt sind.

Die Sensitivitätsmaße zeigen, dass folgende Eingabeparameter von Bedeutung bezüglich dieser Ergebnisgröße sind:

- Nodalisierung im Kern (Par. 1) mit einem negativen Vorzeichen. Je detaillierter die Nodalisierung ist, desto niedriger sind die Bündeltemperaturen und somit auch die Temperaturen in der Bündelumfassung.
- Die Bündelleistung (Par. 26) sowie die axiale Leistungsverteilung (Par. 28) während des gesamten Versuchs außer der Oxidationsphase. (Während dieser Phase ist die Aussagekraft der Analyse aufgrund der kleinen Bestimmtheitsmaße sehr gering.)
- Die Wärmeleitfähigkeit der  $ZrO_2$ -Schicht in der Bündelumfassung (Par. 29) besonders nach der Oxidationsphase.
- Die radiale Leistungsverteilung (Par. 27) spielt ebenfalls eine Rolle.

Die Bündelumfassungstemperatur auf 500 mm ist in Abb. 6.39 gezeigt. Außer einem kurzen Zeitintervall liegen die gemessenen Werte innerhalb der berechneten Toleranzgrenzen. Die wichtigsten Parameter laut Sensitivitätsanalyse sind folgende:

- Bündelleistung (Par. 26) während des gesamten Versuchs
- Wärmeleitfähigkeit der  $ZrO_2$ -Schicht in der Bündelumfassung (Par. 29), hauptsächlich nach der Oxidationsphase
- Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit von  $B_4C$  (Par. 33) besonders zu Beginn der Oxidation und nach der Oxidation

Nicht zu vergessen ist, dass während der Oxidationsphase und des Heat-up die  $R^2$ -Werte klein sind, was die Aussagekraft der abgeleiteten Sensitivitätsmaße beeinträchtigt.

## Oxidation

Abb. 6.40 zeigt die integrale Wasserstoffproduktion während des Versuchs. Wie zu sehen ist, lieferten die Messungen etwas abweichende Ergebnisse. Nichtsdestotrotz liegen die Werte weitgehend innerhalb der berechneten Toleranzgrenzen.

Die dominierenden Parameter für die Gesamtunsicherheit der erzeugten Wasserstoffmenge sind:

- Wärmeleitfähigkeit der  $ZrO_2$ -Schicht in der Bündelumfassung (Par. 29) besonders während der Oxidationsphase mit negativem Vorzeichen, d. h. je größer dieser Parameter ist, desto größer ist die Wärmeabfuhr aus dem Testbündel; damit sinkt die integrale  $H_2$ -Erzeugung.
- Nodalisierung des Kernbereichs (Par. 1) und Oxidschichtdicke zur Modellierung des Hüllrohrversagens (Par. 17), was nach der Oxidationsphase eine zunehmende Auswirkung zeigt.
- Multiplikationsfaktor für die Bündelleistung (Par. 26) besonders während der Oxidationsphase.
- Bis zum Anfang der Oxidation hat die Auswahl der Korrelationen zur Zr-Oxidation (Par. 8) den größten Einfluss auf die Aussagesicherheit.

Bezüglich der Oxidation von  $B_4C$  wird hier nur der zeitliche Verlauf der CO-Produktion dargestellt. In ATHLET-CD ist die Aufteilung der gesamten, in der Oxidation umgesetzten Kohlenstoffmasse auf die einzelnen Reaktionsprodukte per Eingabedaten vorgegeben. Das molare Verhältnis der Reaktionsprodukte bleibt also während der gesamten Simulation konstant. Diese vereinfachte Modellierung hat jedoch keinen nennenswerten Einfluss auf die Berechnung der  $H_2$ -Erzeugung Abb. 6.41.

Wie Abb. 6.41 zeigt, liegt die gemessene CO-Erzeugung innerhalb des Toleranzintervalls der Simulation. Die dominierenden Eingabeparameter bezüglich der Aussagesicherheit der Simulation der CO-Erzeugung sind:

- Multiplikationsfaktor für die Bündelleistung (Par. 26) und der Multiplikationsfaktor für die Oxidationsfläche; aufgrund der B<sub>4</sub>C-Porosität (Par. 15) mit einem positiven Vorzeichen.
- Wärmeleitfähigkeit der ZrO<sub>2</sub>-Schicht in der Bündelumfassung (Par. 29) und die Nodalisierung im Bündelbereich (Par. 1) mit einem negativen Vorzeichen.

### **Spaltproduktfreisetzung und -transport**

In der vorliegenden Studie werden keine potentiellen unsicheren Eingabeparameter bezüglich der Freisetzung und des Transports von Spaltprodukten berücksichtigt. Dennoch haben die ausgewählten Parameter (durch thermo-hydraulische Auswirkungen) einen Effekt auf das Verhalten von Radionukliden im Kreislauf. Die zwei wichtigsten Spaltprodukte sind aufgrund ihrer radiologischen Relevanz Cäsium und Iod. In Abb. 6.42 bis Abb. 6.45 werden die aus dem Kern freigesetzten beziehungsweise ins Containment transportierten Cäsium- und Iod-Anteile dargestellt.

Wie Abb. 6.42 zeigt, wird der gemessene Verlauf von Iod-Freisetzung leicht überschätzt. Dennoch liegt die gesamte freigesetzte Menge innerhalb der Toleranzgrenzen.

- Der Multiplikationsfaktor für die Bündelleistung (Par. 26) und der Multiplikationsfaktor für die Wärmeleitfähigkeit (ZrO<sub>2</sub>) (Par. 29) sind während des gesamten Versuchs die wichtigsten Parameter, jedoch mit unterschiedlichen Vorzeichen. Par. 29 hat ein negatives Vorzeichen, während Par. 26 über ein positives Vorzeichen verfügt.
- Auswahl der Korrelationen zur B<sub>4</sub>C-Oxidation (Par. 14).
- Die Nodalisierung im aktiven Bereich (Par. 1), die Wärmeleitfähigkeit von B<sub>4</sub>C (Par. 33), der Korrekturfaktor zur Berechnung der Wärmeleitfähigkeit im Spaltbereich (Par. 7) sowie die Emissivität (Par. 25) liefern hauptsächlich bis zum Ende der Oxidationsphase einen Beitrag zur Aussageunsicherheit.

Die Freisetzung von Cäsium wird auch mit etwa 5 - 10 % überschätzt. Dennoch ist die Kinetik der Freisetzung sehr gut wiedergegeben, wie in Abb. 6.43 gezeigt wird. Die

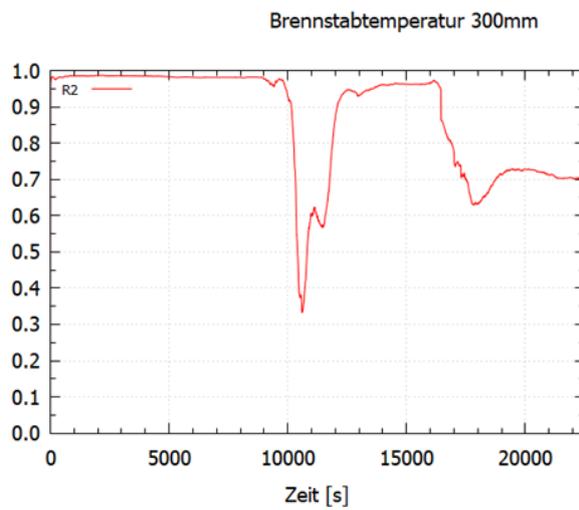
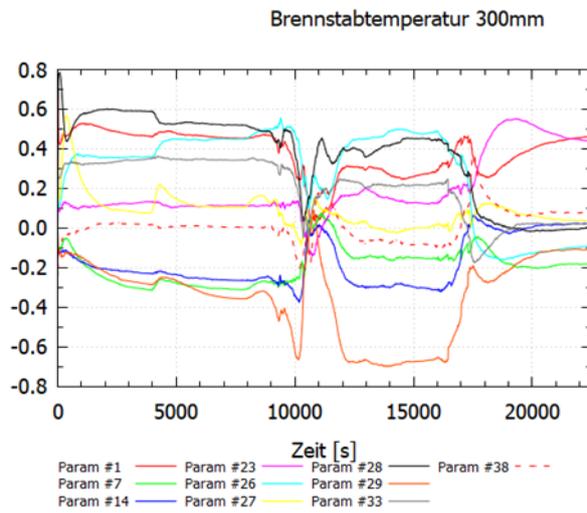
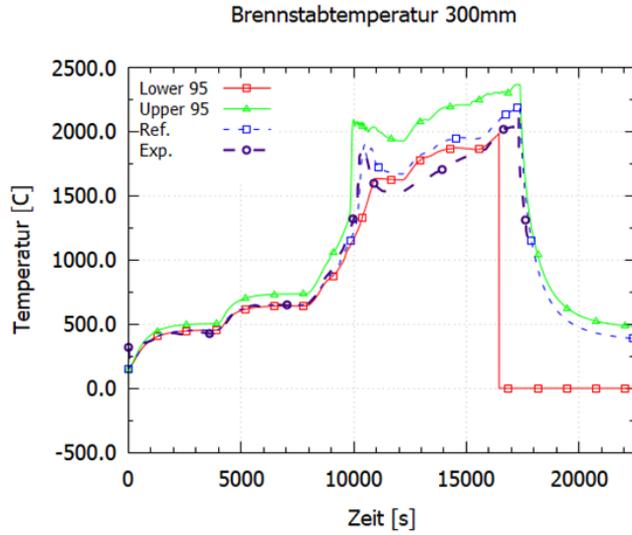
dominierenden Parameter bezüglich der Freisetzung von Cäsium sind die gleichen wie im Fall von Iod. Da für alle Elemente ähnliche Korrelationen (arrheniusartig) für die Berechnung der Freisetzung verwendet werden, beeinflussen die gleichen Parameter die Aussagesicherheit.

Das ins Containment transportierte Iod ist in Abb. 6.44 dargestellt. Die Messwerte liegen innerhalb der berechneten Toleranzgrenzen. Laut der durchgeführten Sensitivitätsanalyse sind folgende Parameter bezüglich der Gesamtunsicherheit der ins Containment transportierten Iod Menge dominierend:

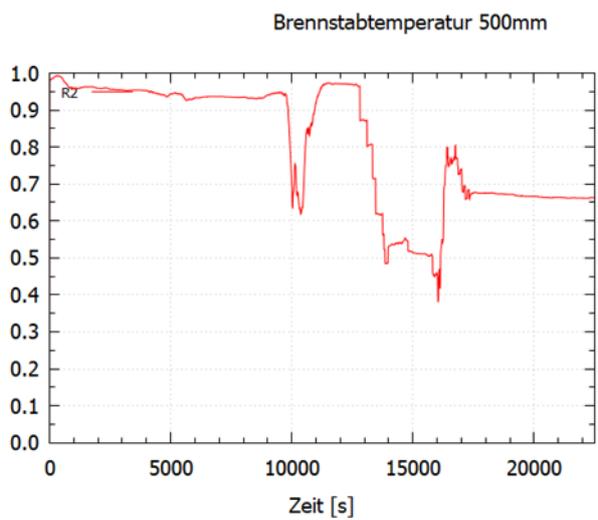
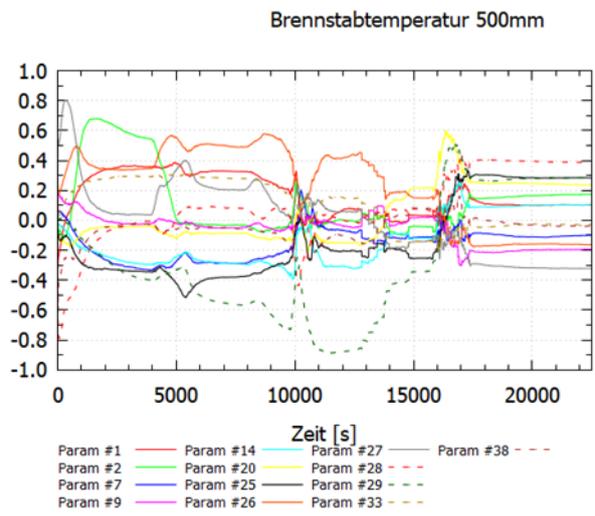
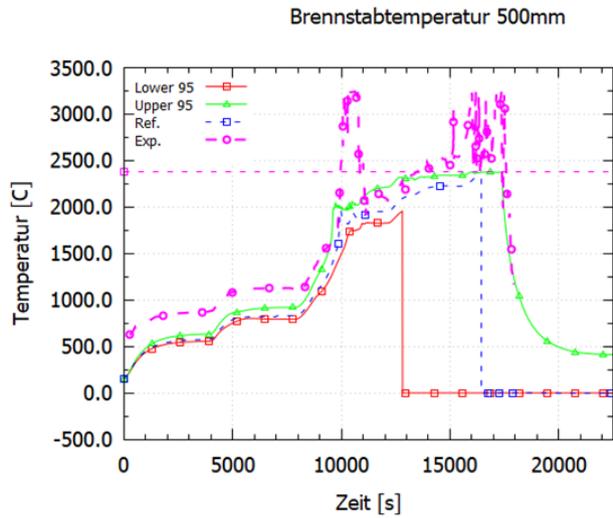
- Vor der Oxidation: die Auswahl des Dampfkonvektionsmodells (Par. 5) und (Par. 39).
- Während der Oxidation: die obere Grenze der Dampfverfügbarkeit zur Begrenzung der Oxidation (Par. 9).
- Nach der Oxidation: die Modellauswahl zur Wandreibung (Par. 2) sowie die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit (Par. 29).

Wie in Abb. 6.45 zu sehen ist, wird die Freisetzung von Cäsium leicht unterschätzt. Demzufolge wird die ins Containment transportierte Menge auch unterschätzt. Dennoch liegen die Messwerte bis etwa 15.000 s innerhalb des 95/95-Toleranzintervalls. Die dominierenden Parameter sind ähnlich wie bei Iod:

- Vor der Oxidation: die Auswahl des Dampfkonvektionsmodells (Par. 5) und (Par. 39) sowie die Modellauswahl zur Wandreibung (Par. 2).
- Während der Oxidation: die obere Grenze der Dampfverfügbarkeit zur Begrenzung der Oxidation (Par. 9).
- Nach der Oxidation: die  $ZrO_2$ -Wärmeleitfähigkeit (Par. 29), die Bündelleistung (Par. 26) sowie die Modellauswahl zur Wandreibung (Par. 2).

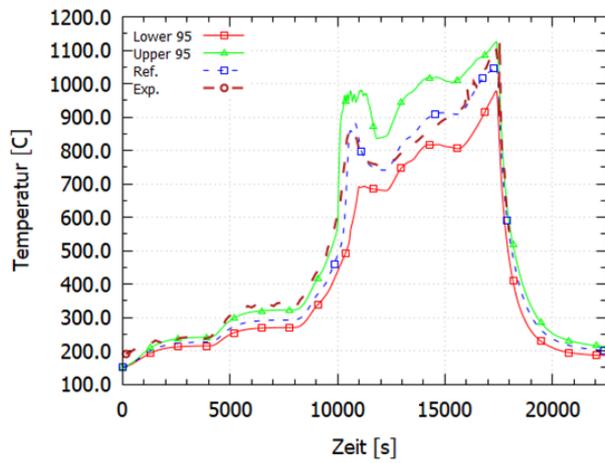


**Abb. 6.36** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Brennstofftemperatur auf einer Höhe von 300 mm /TIB 19a/, /TIB 19b/

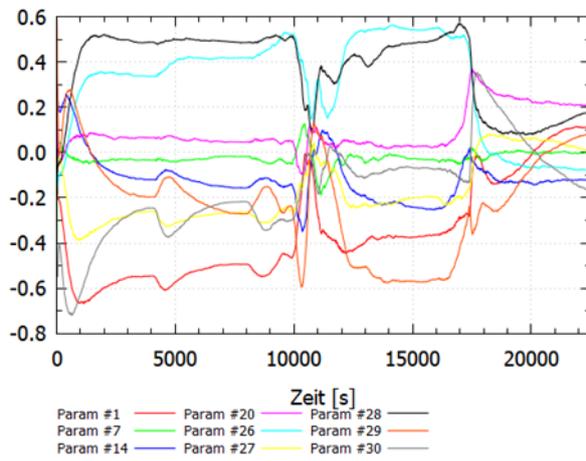


**Abb. 6.37** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Brennstofftemperatur auf einer Höhe von 500 mm /TIB 19a/, /TIB 19b/

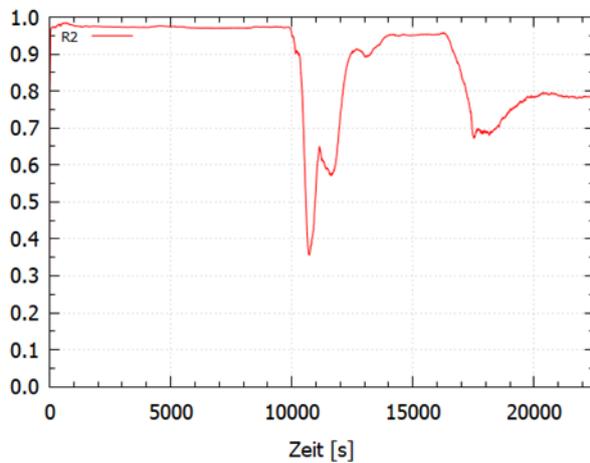
Bündelumfassungstemperatur 300mm



Bündelumfassungstemperatur 300mm

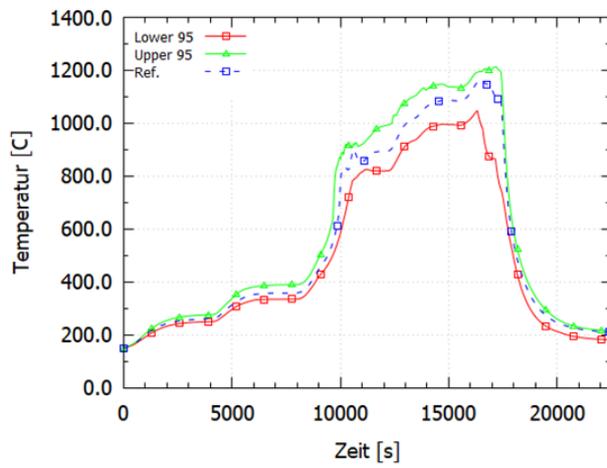


Bündelumfassungstemperatur 300mm

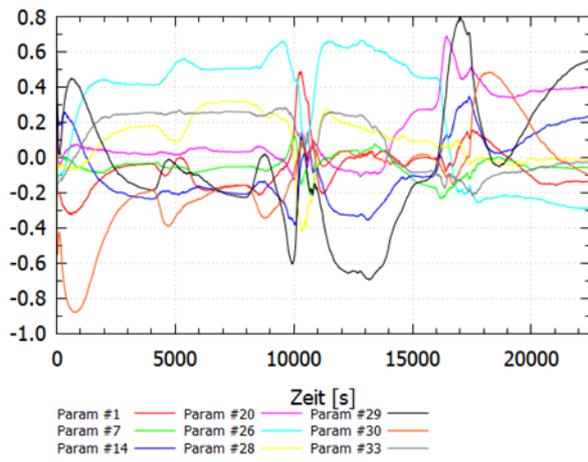


**Abb. 6.38** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Bündelumfassungstemperatur auf einer Höhe von 300 mm /TIB 19a/, /TIB 19b/

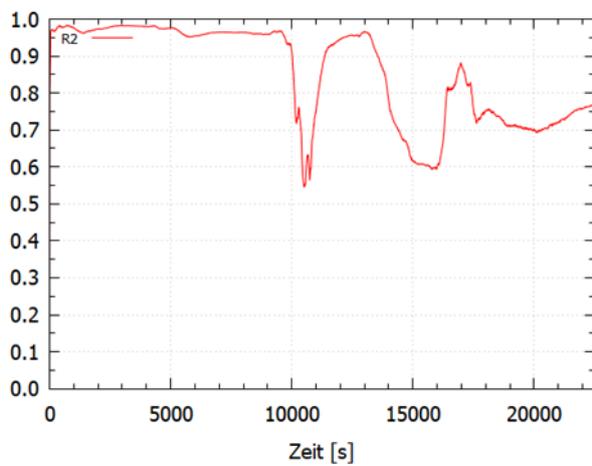
Bündelumfassungstemperatur 500mm



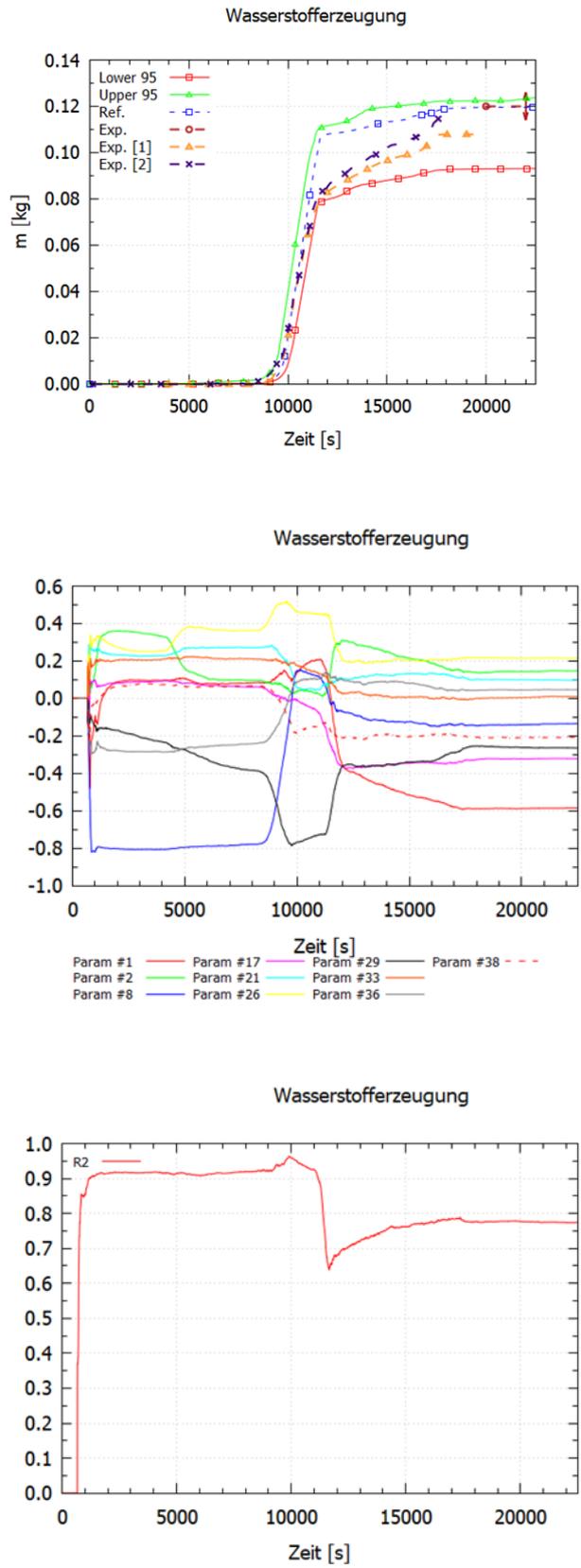
Bündelumfassungstemperatur 500mm



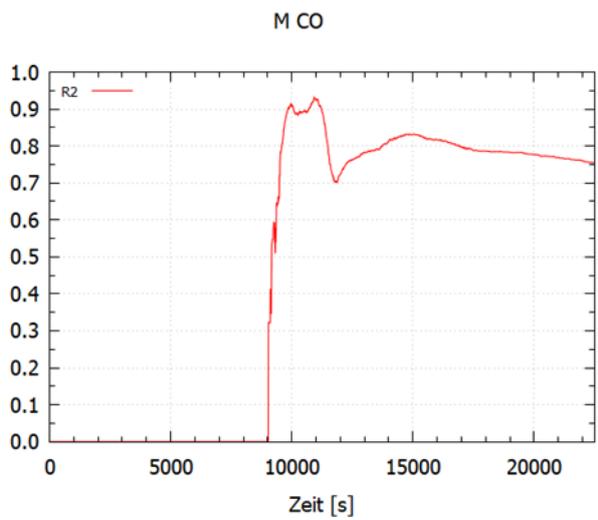
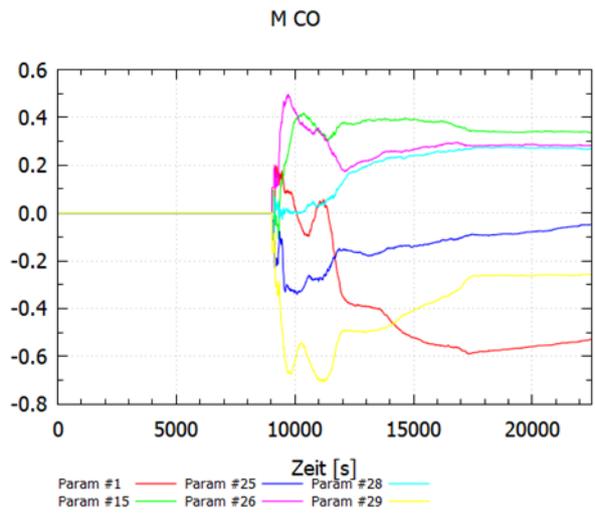
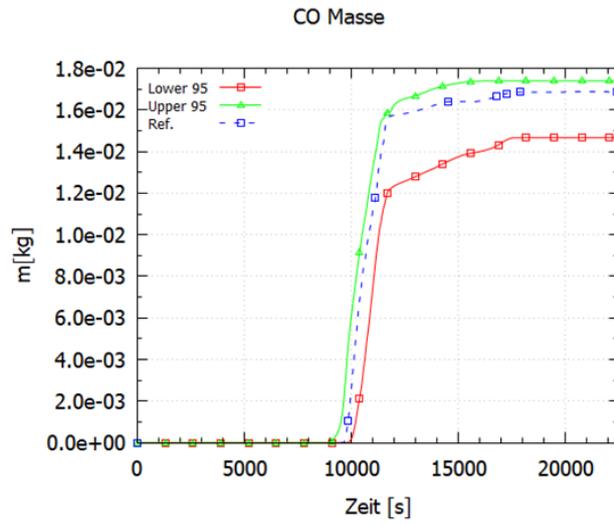
Bündelumfassungstemperatur 500mm



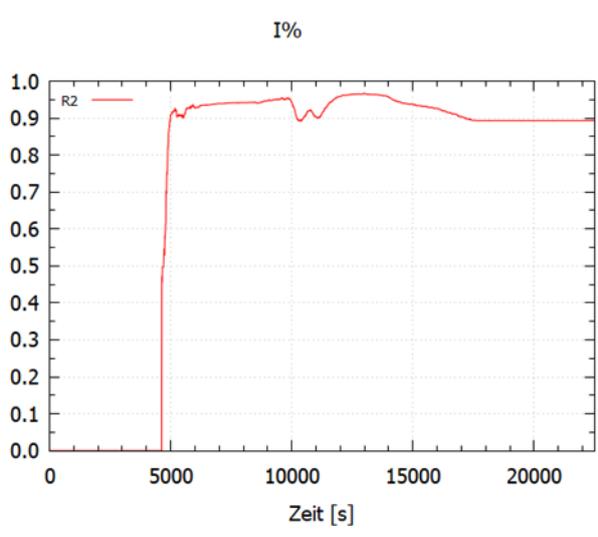
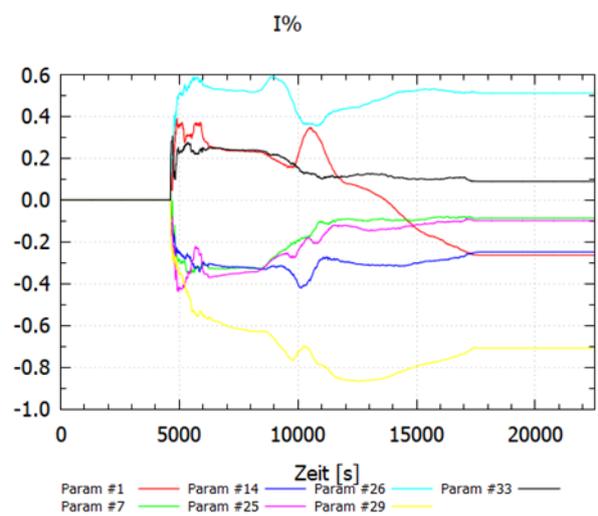
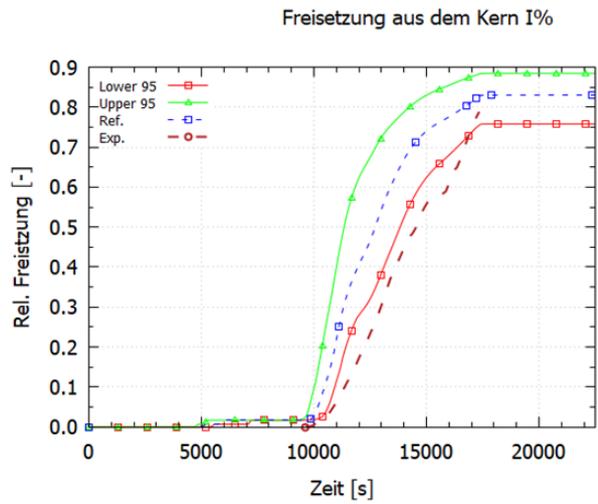
**Abb. 6.39** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Bündelumfassungstemperatur auf einer Höhe von 500 mm /TIB 19a/, /TIB 19b/



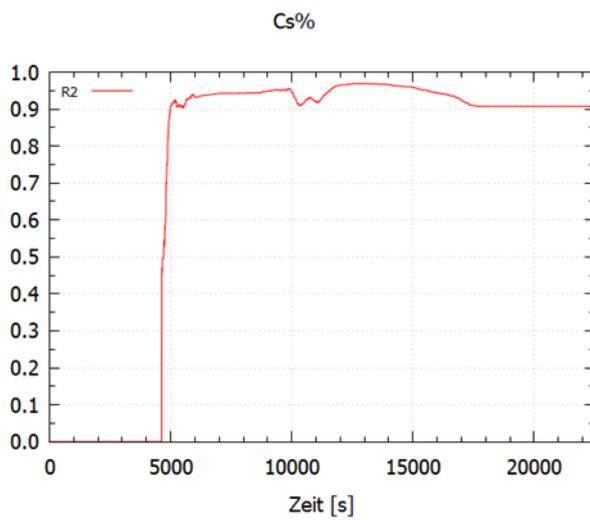
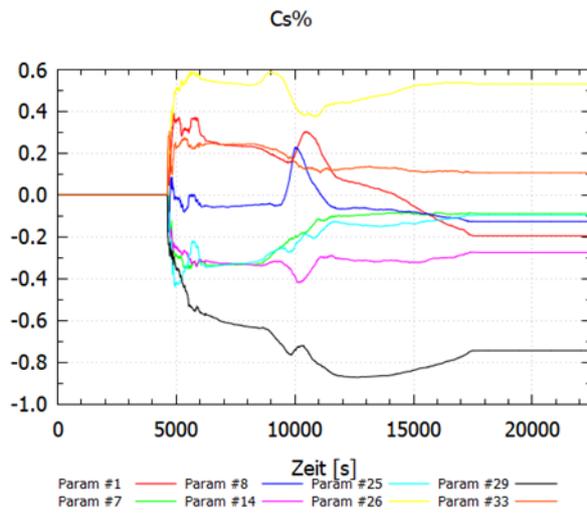
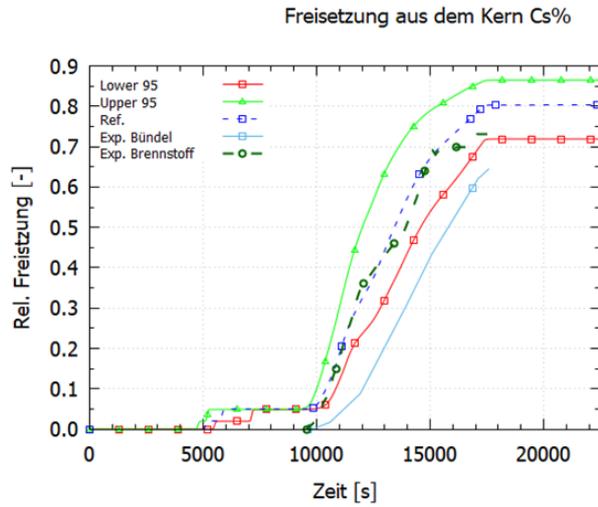
**Abb. 6.40** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Wasserstoffherzeugung /TIB 19a/, /TIB 19b/



**Abb. 6.41** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der CO-Produktion /TIB 19a/, /TIB 19b/

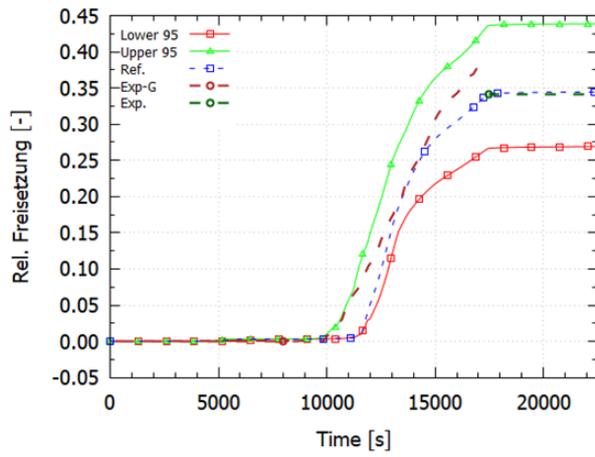


**Abb. 6.42** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Freisetzung von Iod aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/

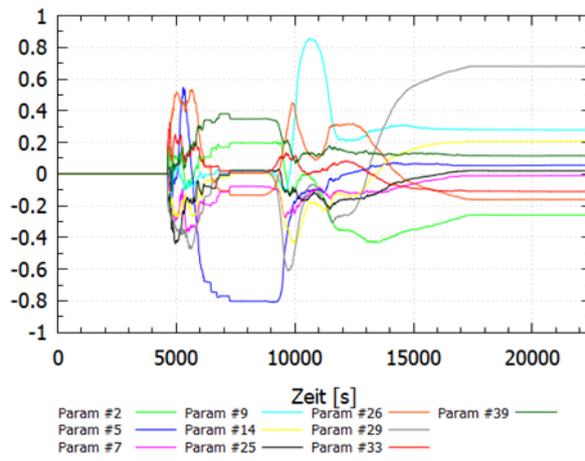


**Abb. 6.43** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Freisetzung von Cäsium aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/

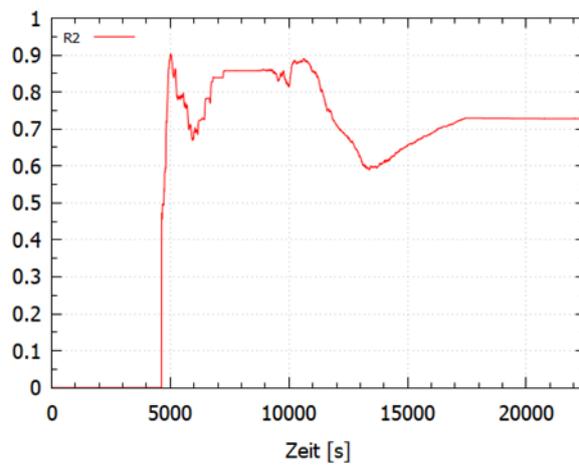
Freigesetzter Anteil ins Containment von I



Freigesetzter Anteil ins Containment von I

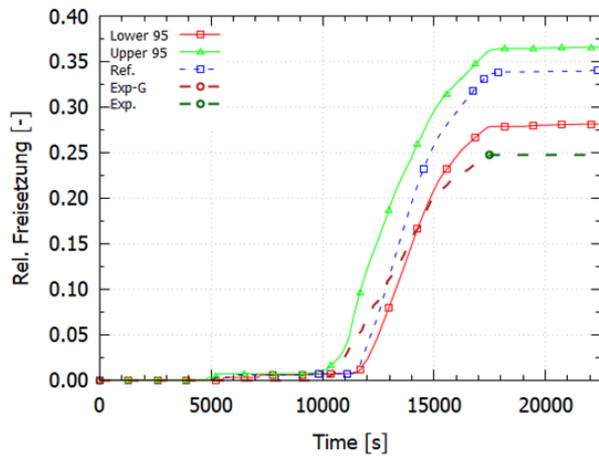


Freigesetzter Anteil ins Containment von I

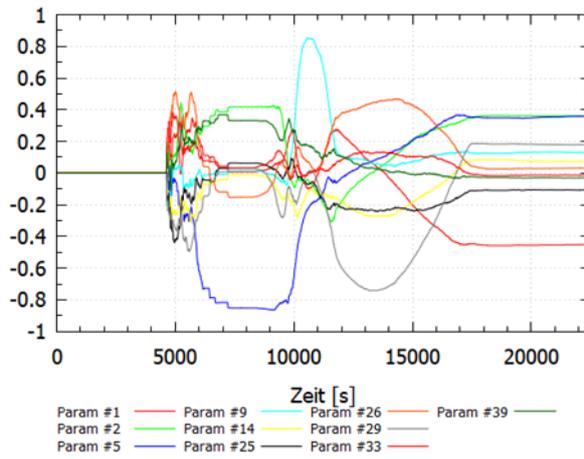


**Abb. 6.44** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Freisetzung von Iod ins Containment /TIB 19a/, /TIB 19b/

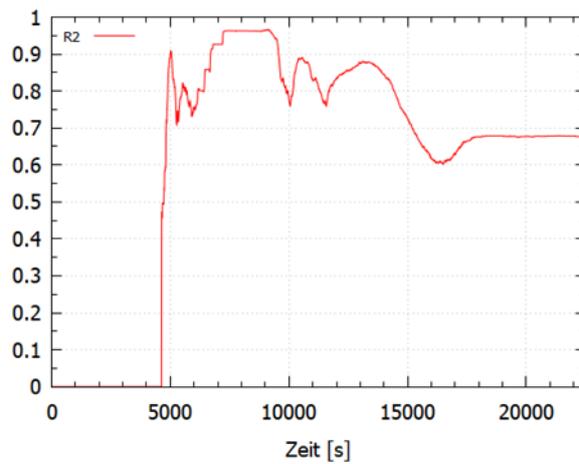
Freigesetzter Anteil ins Containment von Cs



Freigesetzter Anteil ins Containment von Cs



Freigesetzter Anteil ins Containment von Cs



**Abb. 6.45** Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Freisetzung von Cäsium ins Containment /TIB 19a/, /TIB 19b/

## 6.5 Zusammenfassende Bewertung

Die Referenzrechnung liefert eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messwerten bezüglich des thermo-hydraulischen Verhaltens (Temperaturen, Schmelzprozesse usw.). Die Oxidationsprozesse sind in der Simulation ebenfalls gut wiedergegeben. Zu etwas größeren Abweichungen kommt es bei der Freisetzung und dem Transport von Spaltprodukten. Dennoch befinden sich die für Sicherheitsanalysen relevanten Ergebnisse in akzeptablen Grenzen.

Die Ergebnisse der Unsicherheitsanalysen für 100 Simulationen lieferten bezüglich der Skalarvariablen eine schmalere 95/95-Toleranzbreite verglichen mit /AUS 10b/. Diese Tatsache zeigt, dass die inzwischen stattgefundene Entwicklungsarbeit zu einer Verbesserung der Aussagesicherheit geführt hat. Laut der Sensitivitätsanalyse ist der dominierende Parameter bei den meisten Ausgabevariablen Par. 29 (Wärmeleitfähigkeit von  $ZrO_2$ ). Bei den zeitabhängigen Variablen kann dies nicht zu allen Zeitpunkten verallgemeinert werden.



## **7 Simulation eines postulierten Unfallszenarios in einem generischen DWR mit dem Programmsystem AC<sup>2</sup>**

Im Rahmen des Vorhabens wurden zwei Analysen zu dem generischen deutschen Druckwasserreaktor durchgeführt. Die erste Analyse fokussiert auf die Berechnung eines postulierten Unfallszenarios mithilfe des System-Codes AC<sup>2</sup>. Die zweite hatte den Zweck, den Quellterm zu untersuchen. Diese Analyse wurde auch für die Analyse und Beurteilung des neuen Transport-Moduls (SAFT) herangezogen.

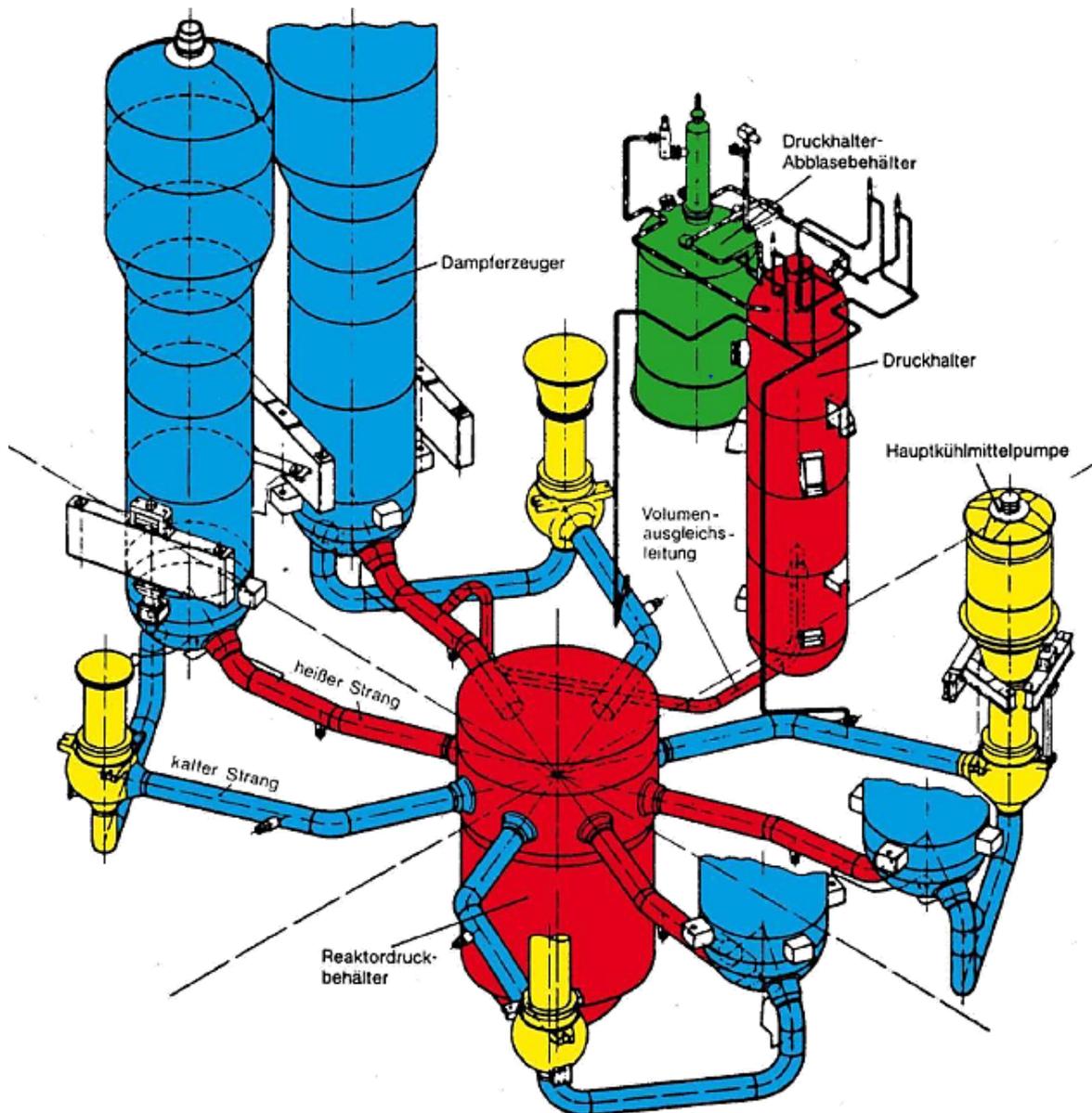
In beiden Fällen wurde ein mittleres Leck im kalten Strang mit SBO simuliert. Die zwei Datensätze sind, bis auf das neue Transportmodul, weitgehend identisch. Die Simulationen wurden mithilfe ATHLET-CD (3.1Ap2; 3.1Ap4 und 3.2-Entwickler-Version), gekoppelt mit COCOSYS (COCOSYS V2.4v5; cocosysV3.0beta (rev. 7384M)), durchgeführt /TIB 19c/.

### **7.1 Analyse eines Unfalls in einem generischen Druckwasserreaktor**

Die in diesem Kapitel dargestellte Arbeit wurde auf der 26<sup>th</sup> International Conference Nuclear Energy for New Europe (NENE2017) präsentiert /TIB 17/.

#### **7.1.1 Eingabedatensatz eines generischen Druckwasserreaktors**

Das simulierte Szenario ist ein mittleres Leck im kalten Strang in einem generischen deutschen Druckwasserreaktor. Gleichzeitig zur Lecköffnung ist kein Strom mehr verfügbar (SBO). Der untersuchte Reaktor hat vier Stränge, die Grundkonfiguration ist in Abb. 7.1, die wichtigsten nominalen betrieblichen Werte sind in Tab. 7.1 dargestellt. Das Leck wird erst nach 500 s Voraussrechnung (Referenzrechnung) geöffnet, um einen stabilen Anfangszustand des Reaktors zu ermöglichen. Das Leck befindet sich in dem kalten Strang von Loop1 (Strang mit Druckhalter) in der Mitte des Pumpenbogens. Die Leckgröße beträgt 400 cm<sup>2</sup>, was ungefähr einem 9%-igen Leck entspricht. Wegen SBO sind keine aktiven Sicherheitssysteme verfügbar, lediglich die Hydro-Akkumulatoren funktionieren.



**Abb. 7.1** Grundkonfiguration eines generischen deutschen DWR /TIB 17/

**Tab. 7.1** Nominale Werte des Reaktors /TIB 17/

Parameter	Nominaler Wert
Kernleistung	3.750 MW <sub>t</sub> /1.400 MW <sub>e</sub>
Primärdruck	157 bar
Sekundärdruck	65 bar
Kerneintrittstemperatur	292 °C
Kernaustrittstemperatur	325 °C
Anzahl der Brennstäben	193
Massenstrom	19.8 t/s

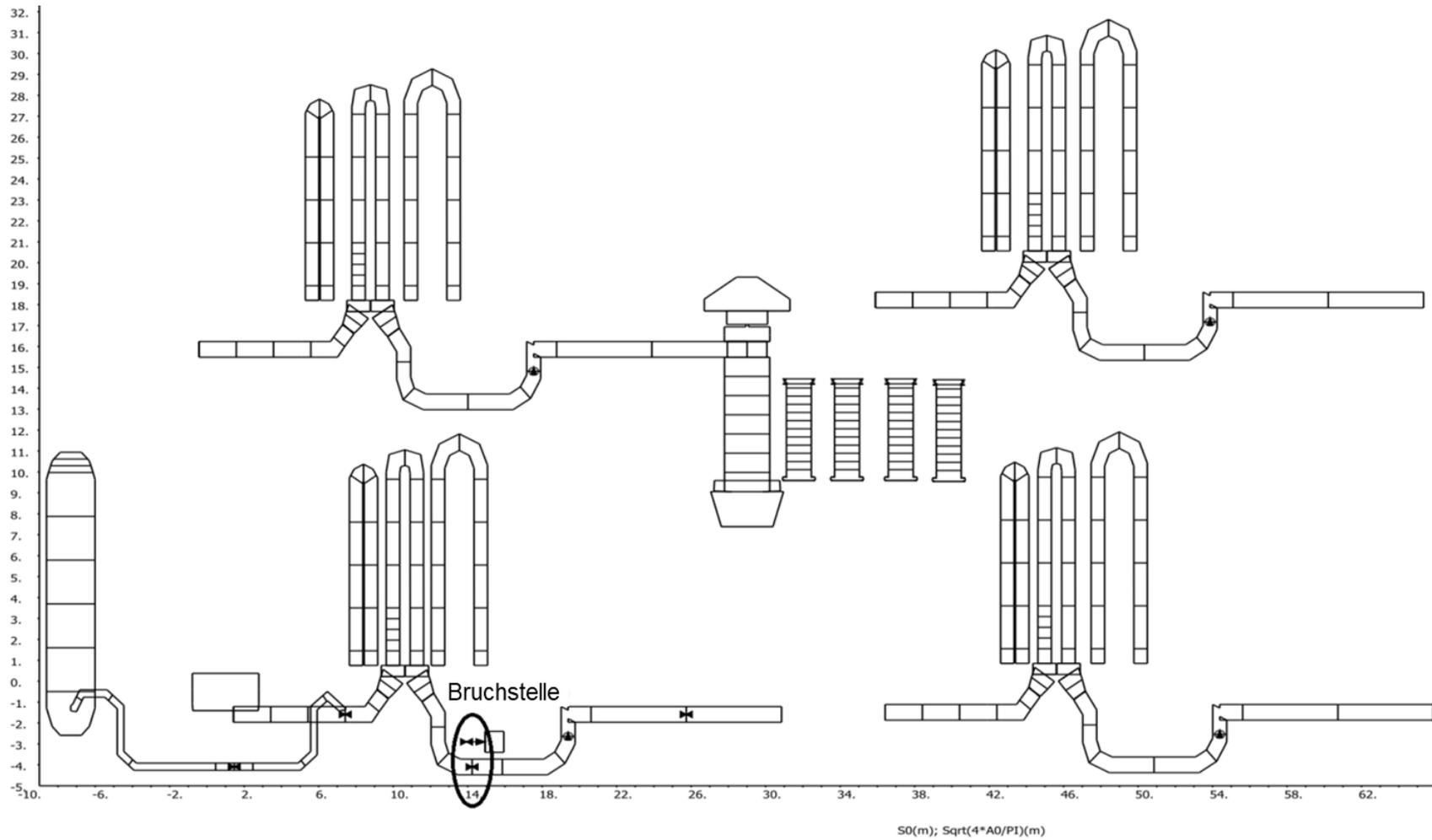
Abb. 7.2 zeigt die Nodalisierung des Primärkreises mit dem Reaktordruckbehälter, dem Druckhalter und den Kühlmittel-Kreisläufen. Alle vier Stränge werden detailliert dargestellt. Des U-Rohrs im Dampferzeuger werden in jedem Loop durch drei parallele Leitungen modelliert, um so Effekte durch die unterschiedlich langen U-Rohre des DE abbilden zu können. Der Kernbereich wird mit 4 parallelen, ringförmigen Kanälen simuliert. Zu jedem TFO-Kanal gehört ein ROD (ECORE), der die Brennstäbe repräsentiert. Der innere Brennstabring enthält 14.700 Brennstäbe und hat einen äußeren Durchmesser von  $D_H = 0,8$  m. Die äußeren drei Brennstabringe beinhalten jeweils 14.400 Brennstäbe und haben einen äußeren Durchmesser von 1,15 m, 1,49 m beziehungsweise 1,72 m. Der aktive Kernbereich wird in 10 axiale Nodes aufgeteilt. Die gesamte Nodalisierung beinhaltet 198 Thermo-Fluid-Objekte mit 747 Kontrollvolumina sowie 172 Wärmeleit-Objekten (HCOs) mit insgesamt 540 Wärmeleitelementen.

Das Kerninventar wird mit OREST/FIPISO berechnet. Die Freisetzung wird durch die Option NMODI = 3 (ehemalige 9; die Rechnung der Freisetzung basiert nicht nur auf Temperaturen, sondern auch auf Partialdrücken) berechnet. Der Transport von Spaltprodukten ist mithilfe des SOPHAEROS-Moduls berechnet. Der Transportweg vom oberen Plenum bis zum Leck ist definiert. Da keine Verzweigung im SOPHAEROS modelliert werden kann, wird in dem Dampferzeuger nur eines von den drei modellierten U-Rohren, das Mittlere, mitgerechnet.

Zur Simulation der Vorgänge sowohl im Primärkreislauf als auch im Sekundärkreislauf wird das 5-Gleichungsmodell angesprochen. Das Leck ist mithilfe einer SJP und einer Ventil Kombination modelliert, während das Ausströmungsmodell CDR1D (kritische Ausströmung) verwendet wird. Die Randbedingungen für die Ausströmung (Druck, Temperatur, Enthalpie, gas Zusammensetzung etc.) werden von COCOSYS berechnet. Des Weiteren werden die Randbedingungen für den Wärmeverlust auch mit COCOSYS simuliert.

Das Containment Model im Schnitt ist in Abb. 7.3 dargestellt. Das gesamte Containment Model verfügt über 289 Zonen, 954 Junctions sowie über 577 Strukturen.

Die Simulationszeit beträgt 25.000 s und wird mit ATHLET-CD 3.1Ap2 gekoppelt zu COCOSYS V2.4v5 durchgeführt.



**Abb. 7.2** Nodalisierung des Primärkreislaufs des generischen DWR /TIB 17/

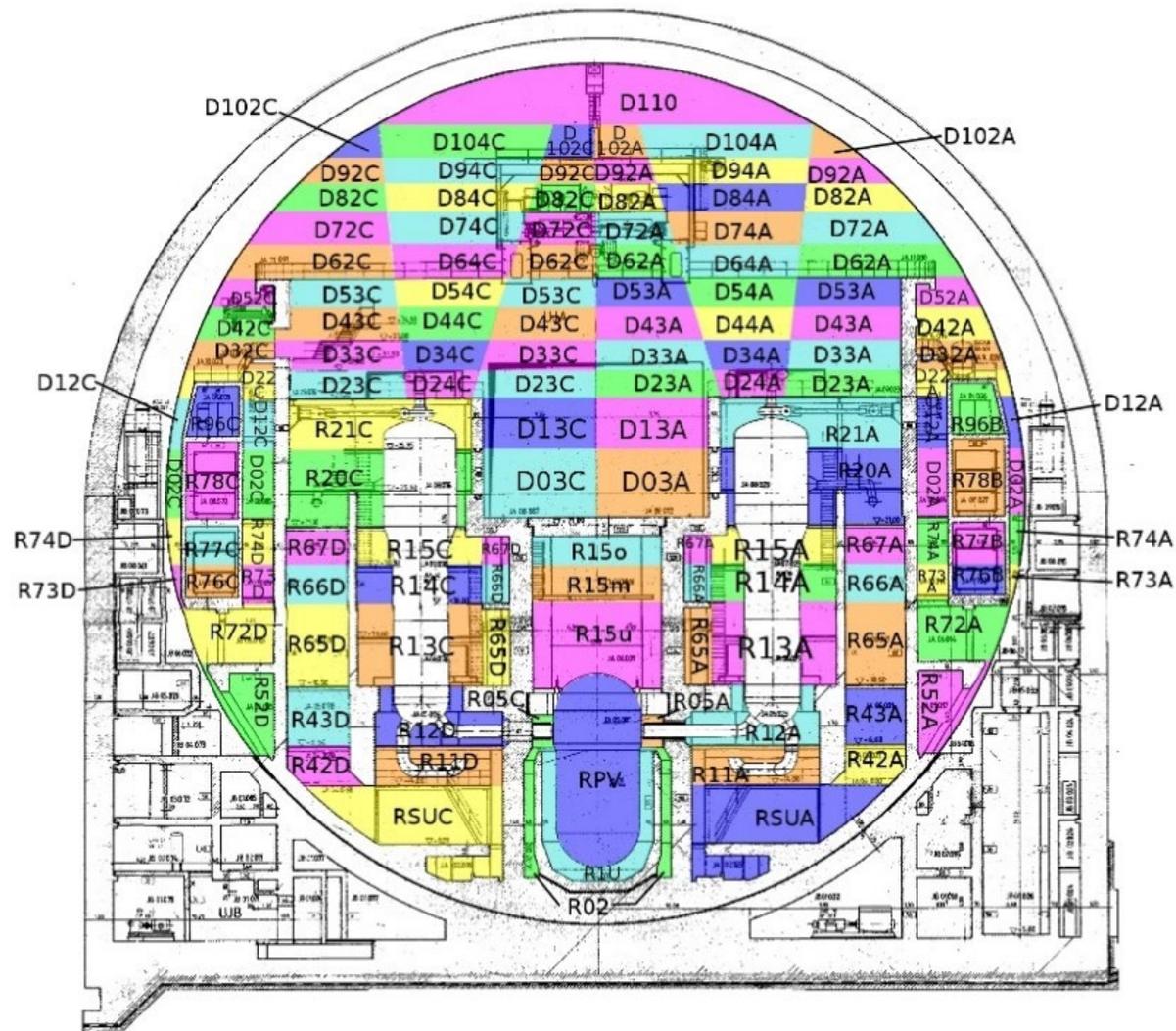


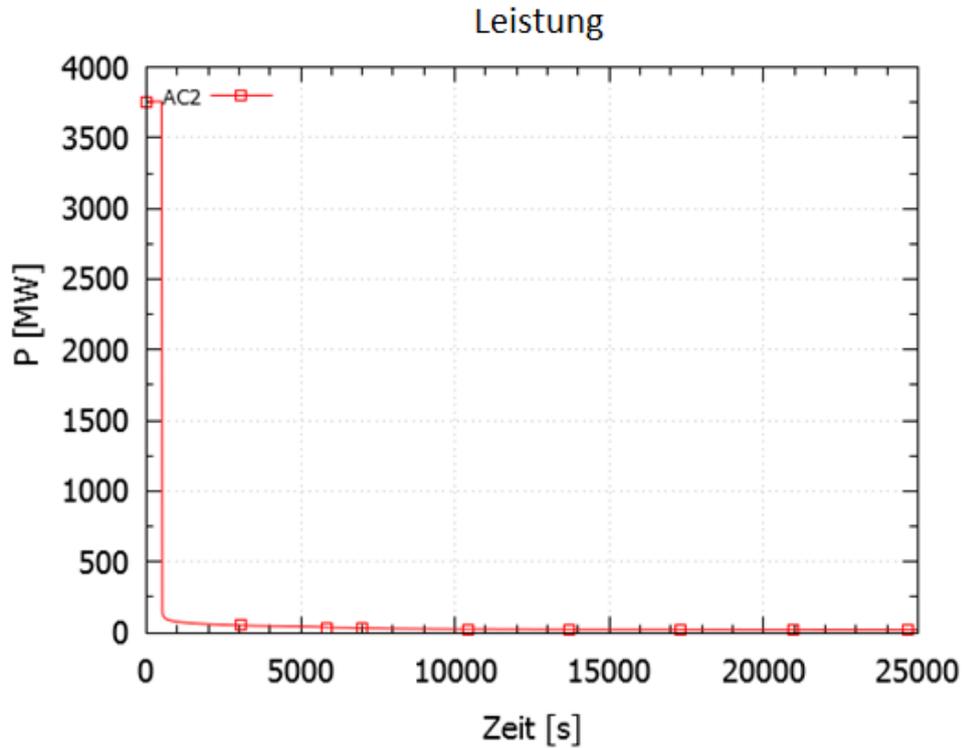
Abb. 7.3 Nodalisierung des Containments des generischen DWR /BAN 12/

## 7.1.2 Darstellung und Diskussion der Ergebnisse

Tab. 7.2 zeigt die wesentlichen Ereignisse mit ihren Zeitpunkten in der Simulation. Nach der Lecköffnung dauert es lediglich wenige Sekunden, bis das RESA-Signal die Kettenreaktion im Kern beendet (Abb. 7.4). Zum gleichen Zeitpunkt wird davon ausgegangen, dass kein Strom mehr verfügbar ist (SBO-Szenario). Folglich funktionieren weder die Hochdruck- noch die Niederdrucknotspeisesysteme. Dies führt zu einem viel schnelleren Unfallablauf als mit verfügbaren Noteinspeisesystemen mit Loop Seal Clearance (LSC) etwa 1300 s nach Lecköffnung. Die Oxidation beginnt nach  $\sim 3.200$  s nach der Lecköffnung und ist bis zum Ende der Simulation für die Erzeugung von ungefähr 675 kg Wasserstoff verantwortlich. Das erste Hüllrohr- und Brennstoffversagen findet in ROD1 nach 3.840 s beziehungsweise nach ca. 5.900 s nach der Lecköffnung statt.

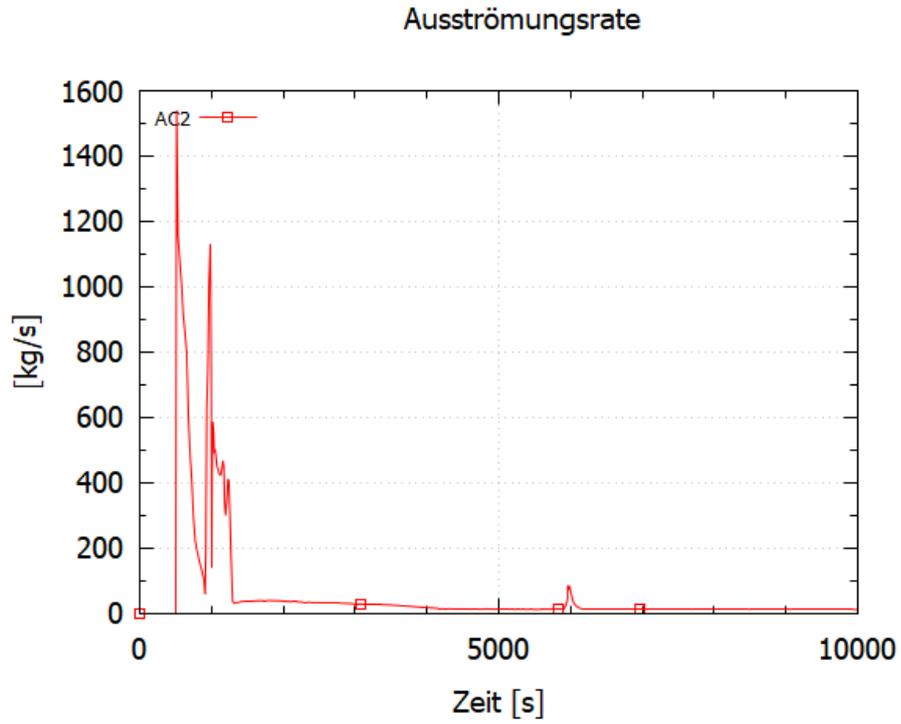
**Tab. 7.2** Zeitpunkte wichtiger Ereignisse /TIB 17/

<b>Ereignis</b>	<b>Zeitpunkt [s]</b>
Lecköffnung	500
RESA	502
Erstes LSC	1.760
Beginn der Oxidation	3.670
Erstes Hüllrohrversagen	4.341
Erstes Brennstoffversagen	6.385

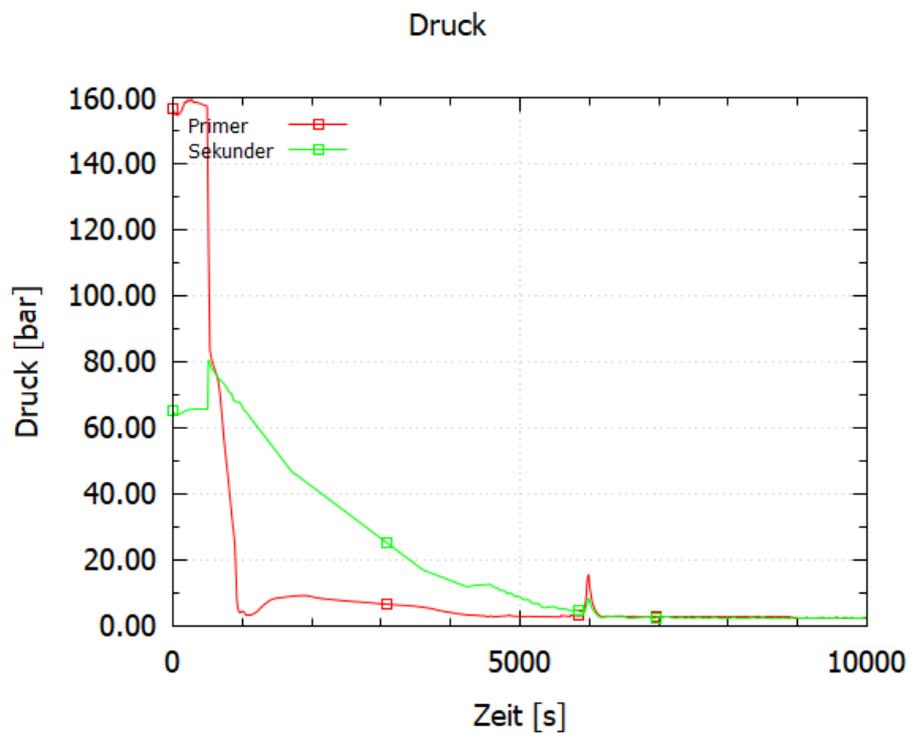


**Abb. 7.4** Unterstellte Kernleistung im generischen DWR /TIB 19c/

Nach der Bruchöffnung (Abb. 7.5) sinkt der Primärdruck bei der unterkühlten Bruchausströmung rasch ab. Die Leckgröße ist groß genug, um den Druck im Primärkreis schnell zu reduzieren, während im Sekundärkreis dieser Prozess etwas langsamer ist, da die Verdampfung im Sekundärkreis zu einer schlechten Wärmeübertragung führt. Die Einspeisung der Hydro-Akkumulatoren findet 390 s nach Beginn des Unfalls statt, wenn der Primärdruck unter 26 bar sinkt. Sie werden innerhalb von circa ~ 130 s geleert. Der Effekt der Einspeisung wird in Abb. 7.6 dargestellt.



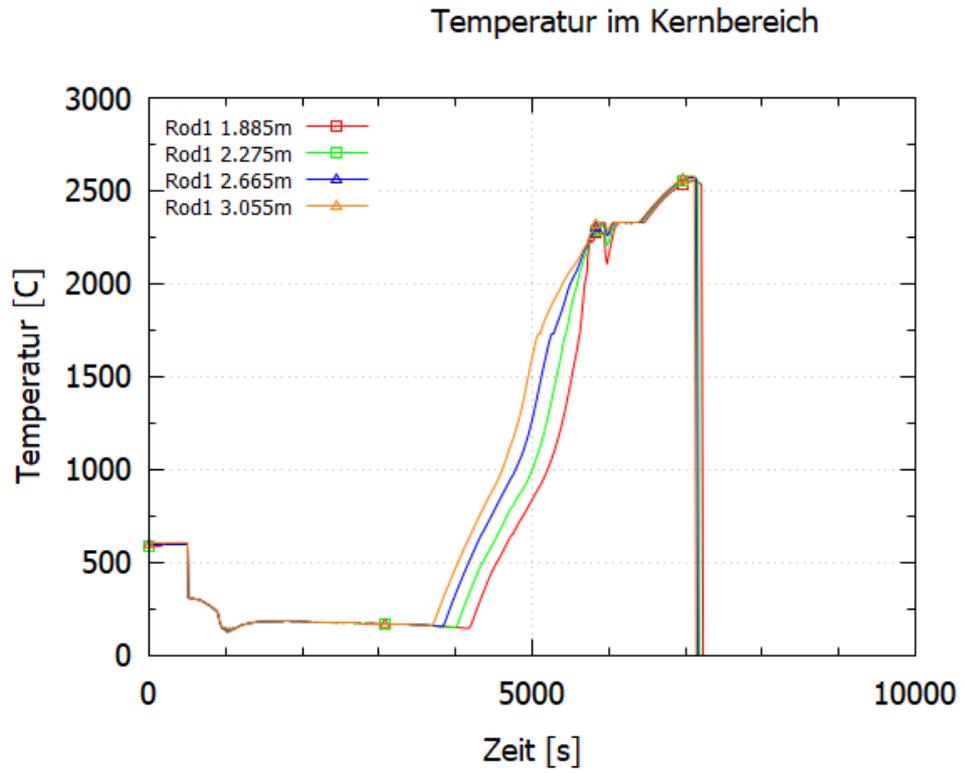
**Abb. 7.5** Ausströmung /TIB 17/



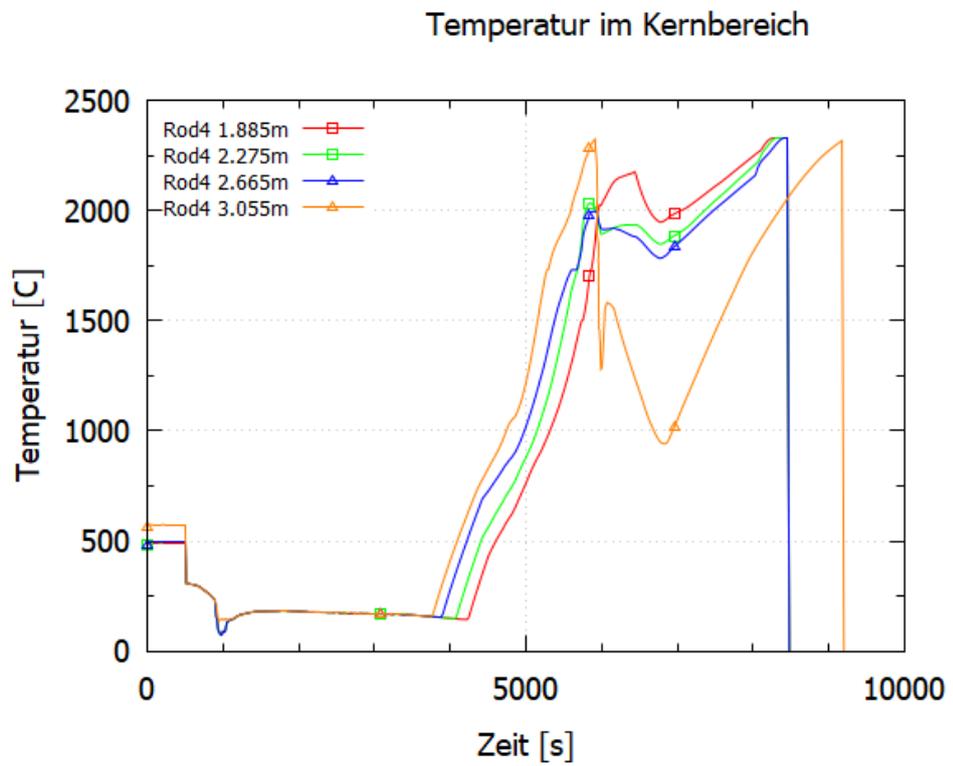
**Abb. 7.6** Druckverlauf während des Unfallszenarios /TIB 17/

Von zentraler Bedeutung während eines Unfalls sind die Temperaturverläufe in den verschiedenen Höhen des Kerns, da diese einen großen Einfluss auf die wichtigen Phänomene (z. B. Oxidation, Schmelzverhalten, Spaltproduktfreisetzung etc.) haben. Einige Temperaturen im Kern sind in Abb. 7.7 und Abb. 7.8 dargestellt. Nach der Bruchöffnung kühlt der Kern erst ab, da nach dem RESA-Signal nur die Nachzerfallsleistung vorhanden ist, während der Kern unter Wasser steht. Folglich ist die Kühlung ausreichend. Mit der Zeit sinkt der Wasserstand im Kernbereich kontinuierlich. Dementsprechend beginnt die Kernaufheizung. Diese findet zwischen 3.100 - 3.600 s nach dem Unfallanfang statt. Bedingt durch die graduelle Aufheizung wird dann die Schmelztemperatur der verschiedenen Materialien der Bündelkomponenten erreicht und der Kern schmilzt graduell. Die dadurch einsetzende Materialverlagerung hat wiederum Auswirkungen auf die Temperaturen sowie auf die Spaltproduktfreisetzung.

Das Schmelzen und das Erstarren von Kernmaterialien sind in Abb. 7.9 dargestellt. Es kommt schon ab ca. 4.400 s (ca. 3.900 s nach Beginn des Unfalls) zu ersten nennenswerten Schmelzemengen, die aber zu diesem Zeitpunkt ausschließlich aus geschmolzenem Steuerstabmaterial bestehen. Bei ~ 5.100 s (ca. 4.600 s nach Beginn des Unfalls) gibt es erste metallische Schmelzen, während keramische Schmelzen erst gegen ~ 6.400 s (ca. 5.900 s nach Beginn des Unfalls) vorhanden sind. Nach diesem Zeitpunkt besteht die Schmelze größtenteils aus keramischer Schmelze, wie Abb. 7.9 zeigt. Eine Krustenbildung kann beobachtet werden: erst beim Steuerstabmaterial, später auch beim metallischen Stoff. In beiden Fällen verringert sich die Menge von Kruste mit der Zeit erheblich und bildet die überwiegende Masse an Schmelze in geschmolzener Form. Die hier erzielten Ergebnisse sind phänomenologisch plausibel in ihrer Abfolge.



**Abb. 7.7** Temperaturen in ROD1 /TIB 17/



**Abb. 7.8** Temperaturen in ROD4 /TIB 19c/

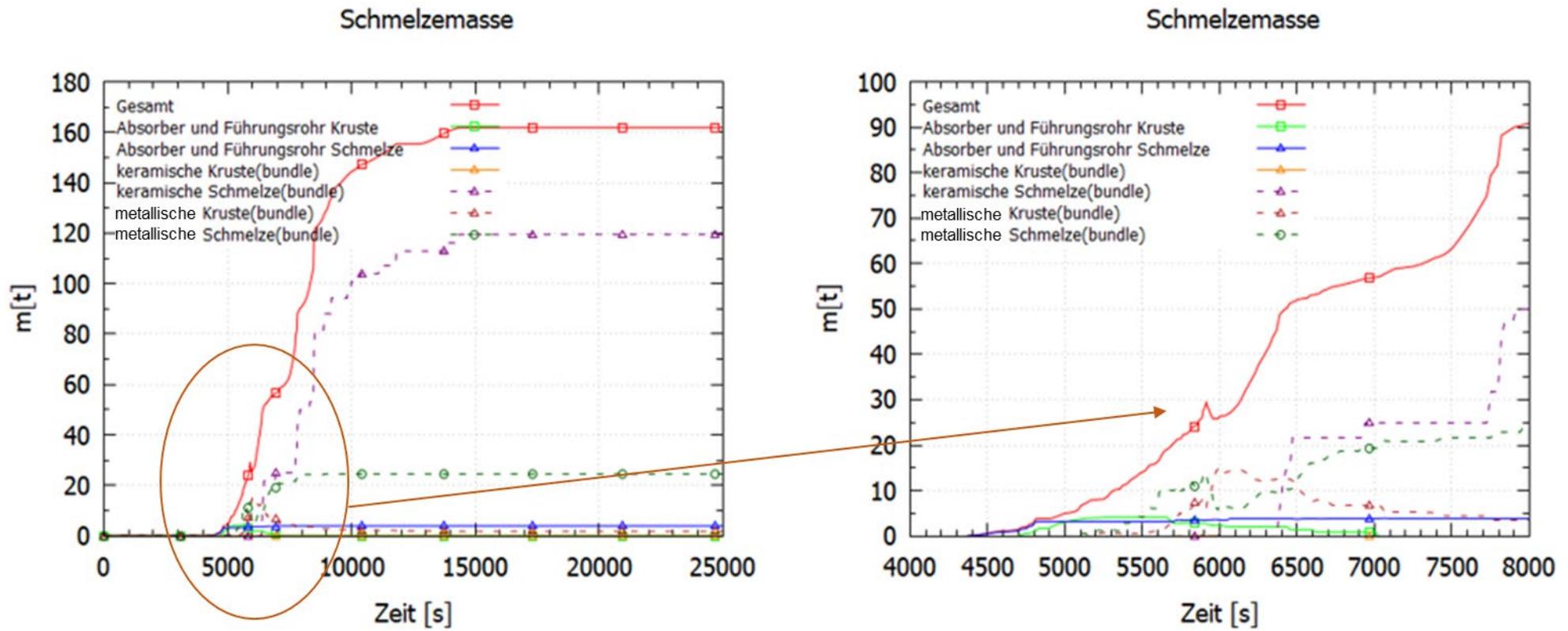
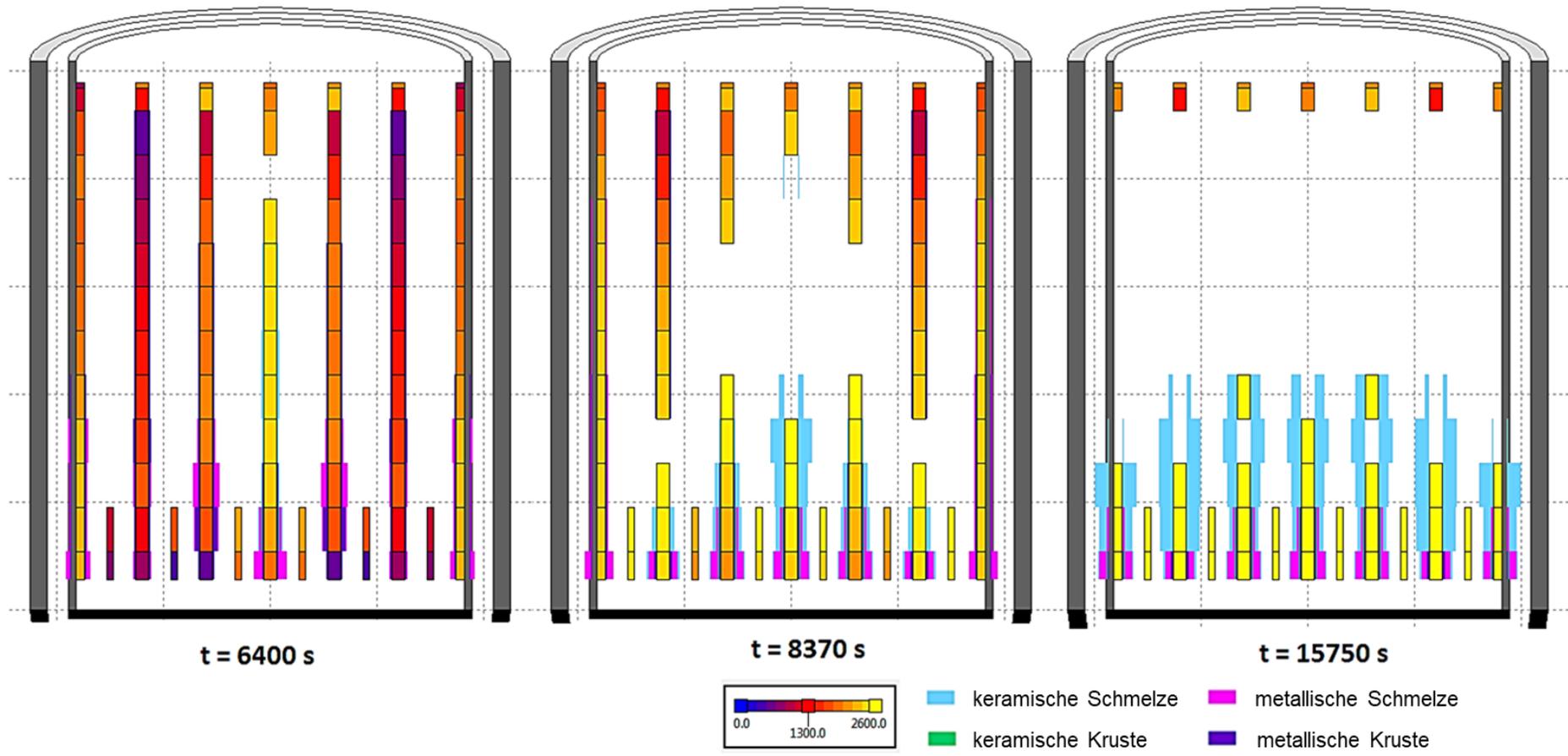


Abb. 7.9 Schmelze- und Krustenmassen /TIB 17/

Abb. 7.10 zeigt den zeitlichen Ablauf der Kernzerstörung. Erst kommt es beim ROD1 gegen ca.  $\sim 6.400$  s zum Schmelzen. Zu diesem Zeitpunkt sind die Steuerstäbe größtenteils geschmolzen und die metallische Schmelze aus den Hüllrohren befindet sich bereits im Kernbereich. Im Laufe der Zeit schmilzt erst der mittlere Teil des Kerns. Danach schmelzen schrittweise die äußeren Brennstabringe, wie in Abb. 7.9 zu sehen ist. Am Ende der Simulation sind fast alle Brennstäbe geschmolzen, was zu einem Schmelzepool von  $\sim 161$  t führt, der zum größten Teil aus keramischer Schmelze besteht (119,5 t).



**Abb. 7.10** Zeitlicher Verlauf des Schmelzprozesses /TIB 17/

Ein wichtiger Aspekt einer Unfallanalyse ist die Bestimmung der freigesetzten Spaltprodukte. In ATHLET-CD wird die Freisetzung aus dem Kern mithilfe Arrheniusartiger Gleichungen bestimmt. Bei der Option NMOD1 = 3 wird bei einigen Elementen nicht nur die Temperatur, sondern auch der partielle Druck berücksichtigt. Der Transport und die Ablagerung der Spaltprodukte im Kühlkreislauf ist mit SOPHAEROS simuliert. SOPHAEROS bestimmt die chemischen Verbindungen, die unter den berechneten Bedingungen entstehen. Bei der Transport- und Ablagerungsrechnung werden 12 Gruppen von Spezies (Elemente, Verbindungen, flüchtige Stoffe etc.) und 5 Zustände (Dampf-/Aerosolsuspension, kondensierter Dampf, abgelagertes Aerosol, sortierter Dampf) unterschieden. Die wichtigsten Dampfphasen- und Aerosolphänomene werden mithilfe von mechanistischen und semi-empirischen Ansätzen berechnet.

Die Freisetzungen einiger Elemente erst aus dem Kern und danach ins Containment ist in Tab. 7.3 zusammengefasst. Die Werte sind in % des Anfangsinventars ausgedrückt. Die leicht flüchtigen Spaltprodukte wie I, Cs, Te, etc. werden fast alle aus dem Kern freigesetzt. Diese Freisetzungsquote ist bei einem Unfall, bei dem nicht der ganze Kern geschmolzen ist, etwas niedriger. In diesem exemplarischen Szenario schmilzt jedoch der größte Teil des Kerns ab. Die Edelgase werden durch den Kühlkreislauf ins Containment transportiert, während die anderen Elemente zum Teil im Kreislauf zurückgehalten werden. Die semi-volatile Spezies werden nur zum Teil aus dem Kern freigesetzt, wenige erreichen das Containment. Bezüglich der schwer flüchtigen Elemente ist die Freisetzung erwartungsgemäß geringfügig. Selbst wenn ein kleiner Teil freigesetzt wird, wird dieser schnell im Kreislauf abgelagert.

**Tab. 7.3** Freisetzung aus dem Kern und Freisetzung ins Containment /TIB 19c/

<b>Element</b>	<b>in PKL (%)</b>	<b>ins Containment (%)</b>
<b>Leicht flüchtig</b>		
<b>Sb</b>	99.05	2.28
<b>Te</b>	99.99	3.80
<b>I</b>	100.00	17.52
<b>Xe</b>	100.00	97.95
<b>Cs</b>	100.00	16.38
<b>Semi-volatil</b>		
<b>Ba</b>	57.85	1.19
<b>Sr</b>	15.70	0.24
<b>Ru</b>	19.98	0.33
<b>Schwer flüchtig</b>		
<b>U</b>	4.39	0.07
<b>Pu</b>	0.20	0.00

Abb. 7.10 stellt den zeitlichen Verlauf der Freisetzung von zwei der wichtigsten Spaltprodukte, Cäsium und Iod, dar. Bei beiden Elementen findet die Freisetzung hauptsächlich am Anfang des schweren Störfalls statt. Nach 10.000 s ist die Freisetzung praktisch vernachlässigbar. Wie schon aus Tab. 7.3 zu entnehmen ist, wird der größte Teil des freigesetzten Cäsiums und Iods im Kühlkreislauf zurückgehalten. Lediglich 16 - 18 % werden ins Containment transportiert.

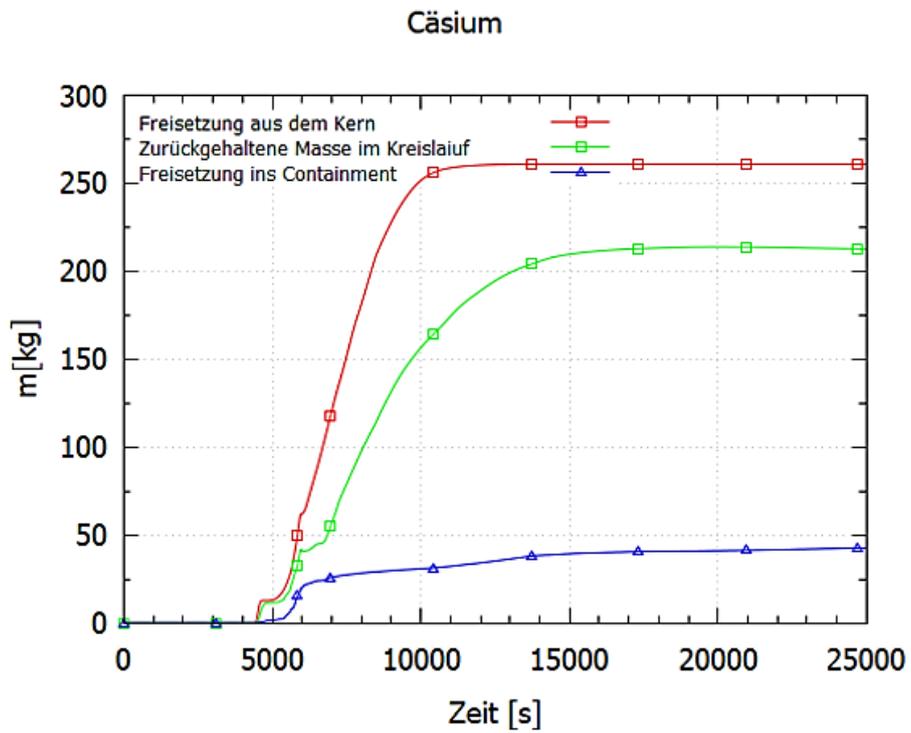


Abb. 7.11 Cäsium-Bilanz in der Simulation /TIB 17/

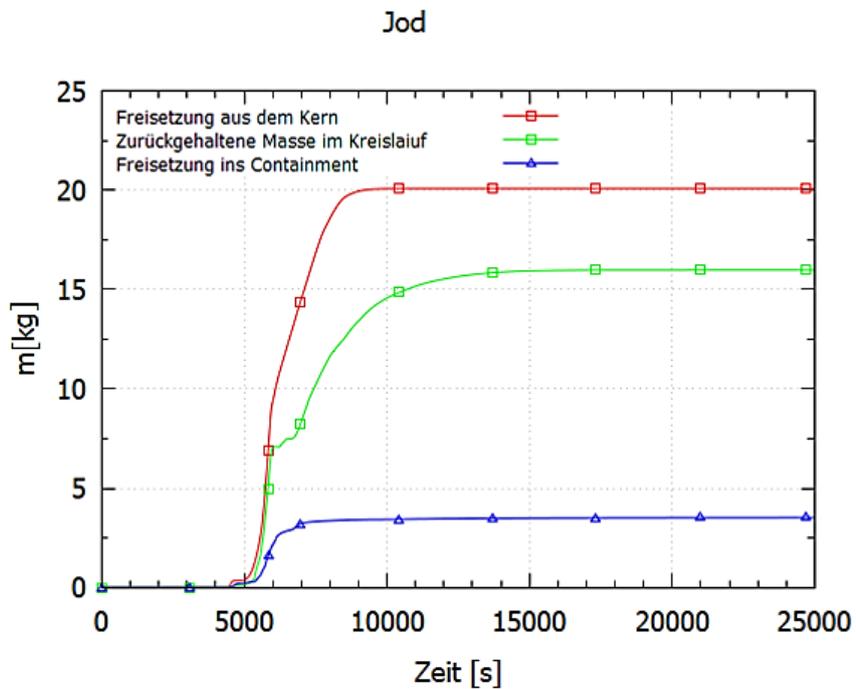
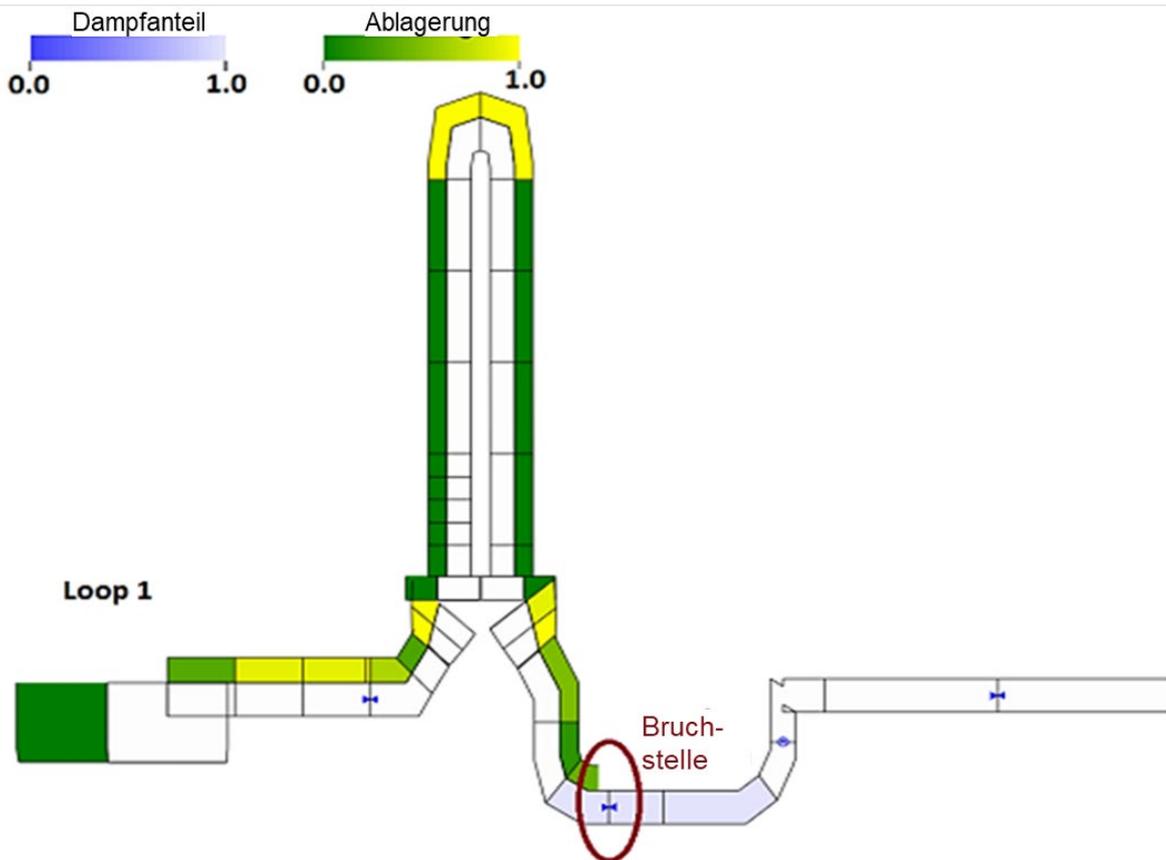


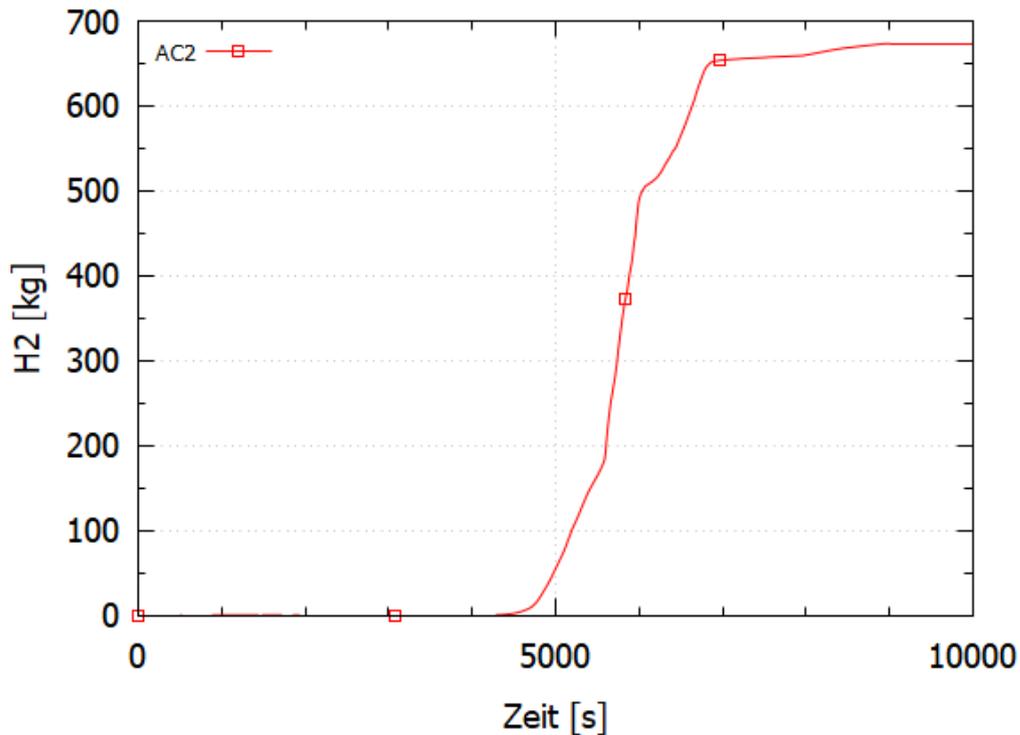
Abb. 7.12 Iod-Bilanz in der Simulation /TIB 17/

Der dominante Prozess der Ablagerung von Spaltprodukten ist das Settling, das für etwa 85 % der Ablagerung verantwortlich ist. Wie Abb. 7.12 zeigt, findet die Ablagerung zum größten Teil in großen geometrischen Änderungen (Biegungen), am Anfang und an der Austrittsposition des Dampferzeugers, sowie im U-Rohr statt.



**Abb. 7.13** Settling im Kühlkreislauf /TIB 17/

## Wasserstofferzeugung

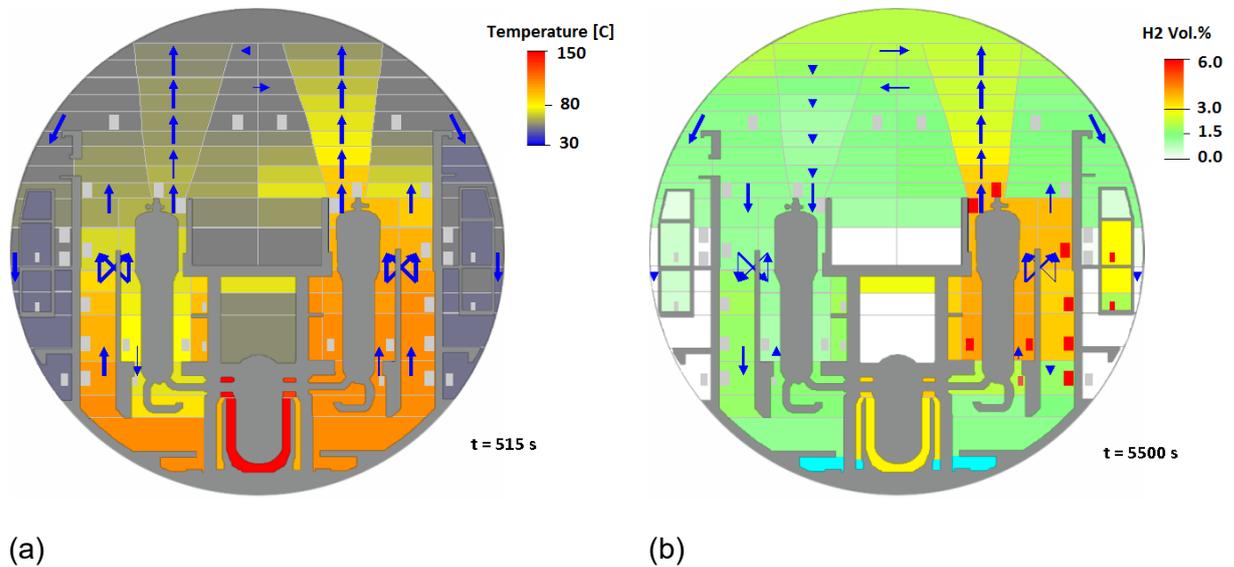


**Abb. 7.14** Wasserstofferzeugung /TIB 17/

Ein wichtiger Aspekt eines Unfalls ist die Wasserstofferzeugung. Mit dem gekoppelten ATHLET-CD-COCOSYS kann diese weitgehend simuliert werden: Wasserstofferzeugung, während der Oxidationsprozesse, H<sub>2</sub>-Transport ins Containment sowie seine Verteilung und ein möglicher Abbau durch Rekombinatoren im Containment können innerhalb der Simulation nachverfolgt/nachvollzogen werden. Abb. 7.13 zeigt die Wasserstofferzeugung während der Simulation. Die Voroxidation der Hüllrohre beginnt bereits vor 4.200 s, wobei der erzeugte Wasserstoff geringfügig ist. Starke Oxidation findet ab 4.700 s statt, wenn die Kerntemperatur 1.200 - 1.300 °C erreicht. Bis zum Ende der Simulation werden insgesamt etwa 675 kg Wasserstoff produziert, was einer Oxidation von ca. 20 % des Zirkoniums in den Hüllrohren entspricht.

Abb. 7.14 (b) zeigt die Wasserstoffkonzentration um 5.500 s. Die Verteilung von Wasserstoff im Containment sowie die Positionen der Rekombinatoren (rote Vierecke) sind deutlich erkennbar. Mit der Zeit wird der Wasserstoff immer homogener verteilt. Innerhalb der Simulation bleibt die Konzentration überall zu jedem Zeitpunkt unter dem kritischen Wert.

Abb. 7.14 (a) zeigt die Temperaturen im Containment 15 s nach der Lecköffnung. Die Ausströmung von heißem Kühlmittel ist deutlich erkennbar.



**Abb. 7.15** Temperaturen im Containment um 515 s (a) und Wasserstoffkonzentration im Containment um 5.500 s (b) /TIB 17/

## 7.2 Quelltermanalyse in einem generischen Druckwasserreaktor

Die in diesem Kapitel dargestellte Arbeit wurde auf der 27<sup>th</sup> International Conference Nuclear Energy for New Europe (NENE2018) präsentiert /TIB 18a/.

### 7.2.1 Eingabedatensatz und Unfallszenario

Das Szenario ist das gleiche wie in Kap. 7.1, ein mittleres Leck im kalten Strang während eines SBO. Folglich ist der Eingabedatensatz weitgehend identisch mit demjenigen, der in Kap. 7.1 beschrieben wurde. Rechnungen werden mit dem gekoppelten ATHLET-CD 3.1Ap4 mit COCOSYS sowie mit der AC<sup>2</sup>-Version, die ATHLET-CD 3.2A (Entwicklerversion: ATHLET-R7083; ATHLET-CD-R1109) und COCOSYS (cocosysV3.0beta-R7384M) beinhaltet, durchgeführt.

In der Simulation mit der Entwickler-Version (DV, also Developer Version) wurden einige kleine Änderungen vorgenommen. In Folge der Verbesserungen in ATHLET und ATHLET-CD hat sich das Eingabedatensatzformat zum Teil geändert. Wo es erforderlich war, wurde der Datensatz dementsprechend geändert und/oder ergänzt. Während

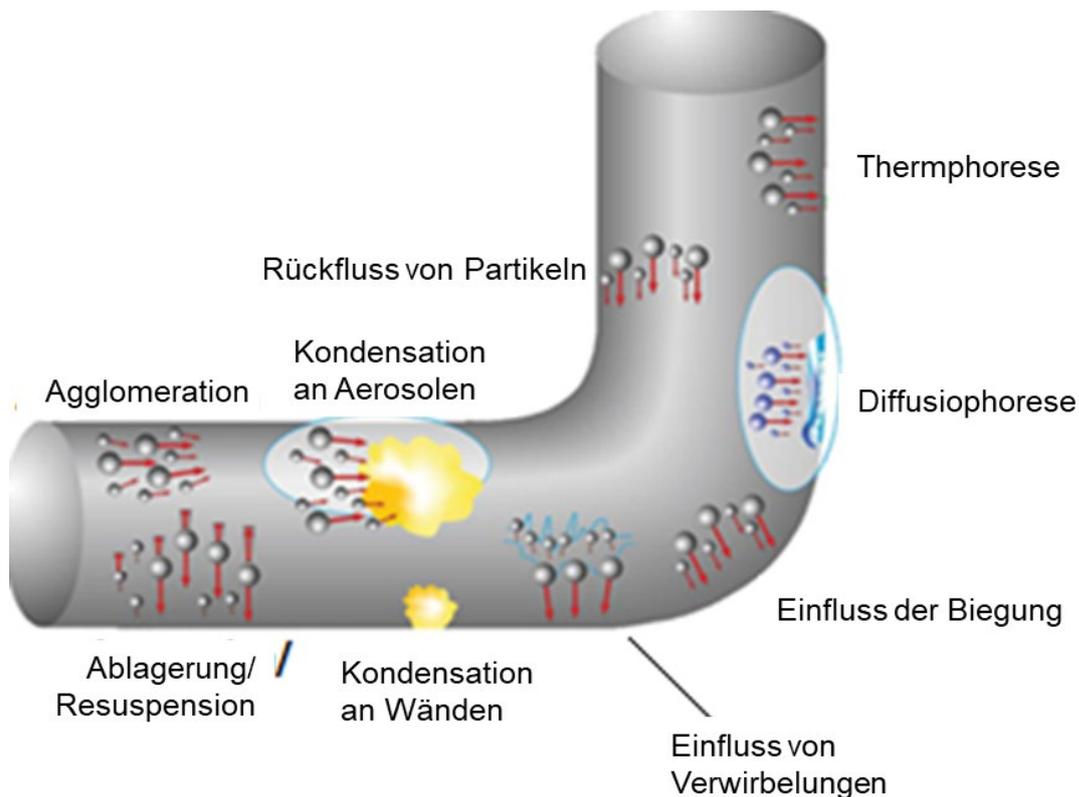
dieses Anpassungsprozesses wurde darauf geachtet, dass der Datensatz so weit wie möglich unverändert blieb. Zusätzlich wurden die am nächsten kommenden Optionen gewählt.

Die größte vorgenommene Änderung betrifft das Transport-Modul. Bis zur Version 3.1Ap4 wird der Transport und die Ablagerung von Spaltprodukten in dem Kühlkreislauf mithilfe des Moduls SOPHAEROS simuliert. In der Version 3.2A ist SOPHAEROS durch das neue Transport-Modul: SAFT (Simulation of Aerosol and Fission Product Transport) ersetzt. Beide basieren auf SOPHAEROS, das in ASTEC verfügbar ist, wobei das alte Modul (SOPHAEROS) der Version aus ASTEC V1.3 entspricht, während SAFT auf der Version aus ASTEC V2.0 basiert.

SOPHAEROS wird von IRSN (früher zusammen mit der GRS) entwickelt. Mithilfe von mechanistischen und semi-empirischen Ansätzen werden die wichtigsten Dampfphasen- und Aerosolphänomene modelliert. Dabei werden zwölf Gruppen von Spezies (Elemente, Verbindungen, flüchtige Stoffe, nicht-flüchtige Stoffe etc.) und fünf Zustände (Dampf-/Aerosolsuspension, kondensierter Dampf, abgelagertes Aerosol, sortierter Dampf) unterschieden. Eine Liste der berücksichtigten Phänomene befindet sich in Tab. 7.4, während in Abb. 7.15 einige Phänomene schematisch dargestellt werden.

**Tab. 7.4** Berücksichtigte Phänomene /TIB 18a/

Aerosol	Dampfförmig
<ul style="list-style-type: none"> <li>• Ablagerung (gravitational settling)</li> <li>• Laminare Diffusion (laminar diffusion)</li> <li>• Turbulente Diffusion (turbulent diffusion)</li> <li>• Wirbelstromverdichtung (eddy impaction)</li> <li>• Biegungseinfluss (bend impaction)</li> <li>• Konteraktionseinfluss (impaction in contractions)</li> <li>• Thermophorese (thermophoresis)</li> <li>• Diffusiophorese (diffusiophoresis)</li> <li>• Rückfluss (fall-back)</li> <li>• Brownsche Koagulation (brownian coagulation)</li> <li>• Gravitatorische Koagulation (gravitational coagulation)</li> <li>• Turbulente Koagulation (turbulent coagulation)</li> <li>• Mechanische Resuspension (mechanical resuspension)</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>• Homogene Blasenbildung (homogeneous nucleation)</li> <li>• Heterogene Blasenbildung (heterogeneous nucleation)</li> <li>• Wandkondensation/-verdampfung (wall condensation/evaporation)</li> <li>• Wandablagerung (wall sorption)</li> <li>• Dampfphasenchemie (vapour phase chemistry)</li> </ul>



**Abb. 7.16** Schematische Darstellung einiger Phänomene /TIB 18a/

SAFT basiert auf der SOPHAEROS-Version in ASTEC V2.0 /COU 09/. Hier wurden Verbesserungen vorgenommen, die Datenbibliothek erweitert sowie zwei neue Phänomene hinzugefügt (bubble rising, pool scrubbing). Des Weiteren wurde eine neue Art und Weise der Implementation vorgenommen. Dank dieser Erneuerung kann man nun auch Verzweigungen modellieren, was früher mit SOPHAEROS nicht möglich war. Dies ermöglicht eine realistischere Simulation von Transport und Ablagerung von Spaltprodukten, was besonders bei Anlagensimulationen von großer Bedeutung ist. Weiterhin wird die Maß-Balance in den Kontroll-Volumina einzeln berechnet, um so eine genauere Simulation zu erzeugen.

Dank der neuen Implementierung wurden in der Simulation mit ATHLET-CD 3.2 alle drei U-Rohrgruppen mitdefiniert.

## 7.2.2 Simulationsergebnisse

Der allgemeine zeitliche Verlauf des Unfallszenarios ist bis auf einige Abweichungen wie in Kap. 7.1 dargestellt. Kurz nach der Lecköffnung wird der Reaktor durch das RESA-

Signal abgeschaltet. Der Primärdruck sinkt durch die unterkühlte Bruchausströmung rasch ab. Wegen der SBO sind nur die Hydro-Akkumulatoren verfügbar, die jedoch schnell geleert werden. So können sie den Verlauf des Unfalls nicht weitgehend verhindern. Die Kerntemperaturen sinken erst (abgeschalteter Reaktor, ausreichender Wasserspiegel), später nehmen sie bis zum Schmelzpunkt der Materialien zu. Der Schmelzpool verlagert sich ins untere Plenum (ca. ~ 8.000 s). Da ATHLET-CD nicht dazu in der Lage ist, die Freisetzung aus dem verlagerten Schmelzpool zu berücksichtigen, kann es zu einer Unterschätzung im Quellterm kommen.

Starke Oxidation beginnt bei ca. 4.500 s und ergibt bis Ende der Simulation etwa 480 kg (DV) und 427 kg (3.1Ap4) Wasserstoff, was einer Oxidation von 19,9 % beziehungsweise 17,5 % der Hüllrohre entspricht.

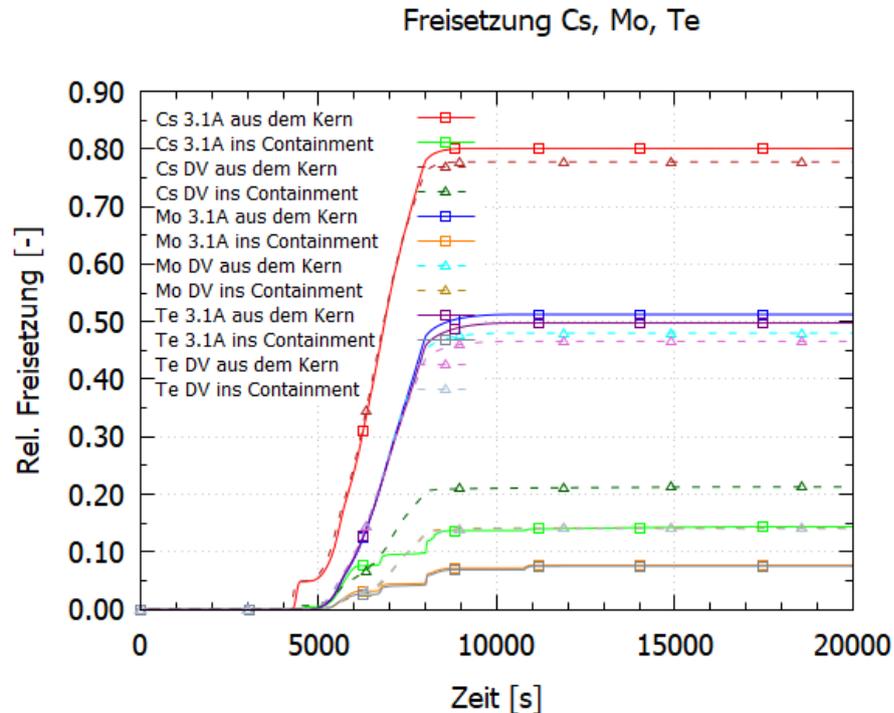
Allgemein sagt ATHLET-CD 3.2A (DV) einen leicht schnelleren Unfall mit etwa 5 t mehr Schmelze und ~ 2 % mehr Oxidation vorher.

Die Freisetzung von Spaltprodukten wird mit Hilfe Arrhenius-artiger Gleichungen berechnet, die temperaturabhängig sind. Des Weiteren wird der partielle Druck und/oder die oxidierende/reduzierende Umgebung bei einigen Elementen ebenfalls berücksichtigt. Da dieses Vorgehen sehr temperaturempfindlich ist, haben kleine Unterschiede der Temperatur große Auswirkungen auf die Freisetzung. Die Simulation mit ATHLET-CD 3.1Ap4 liefert allgemein höhere Freisetzungquoten aus dem Kern verglichen mit der DV-Version. Dennoch bleiben die Abweichungen unter 10 %.

Die Freisetzung einiger Elemente aus dem Kern und später ins Containment ist in Abb. 7.16 bis Abb. 7.22 dargestellt. Die Bildlegende 3.1A entspricht der Simulation mit ATHLET-CD 3.1Ap4 (beinhaltet SOPHAEROS), während die mit DV gekennzeichneten Ergebnisse mithilfe der Entwickler-Version von ATHLET-CD 3.2 (mit SAFT) geliefert werden.

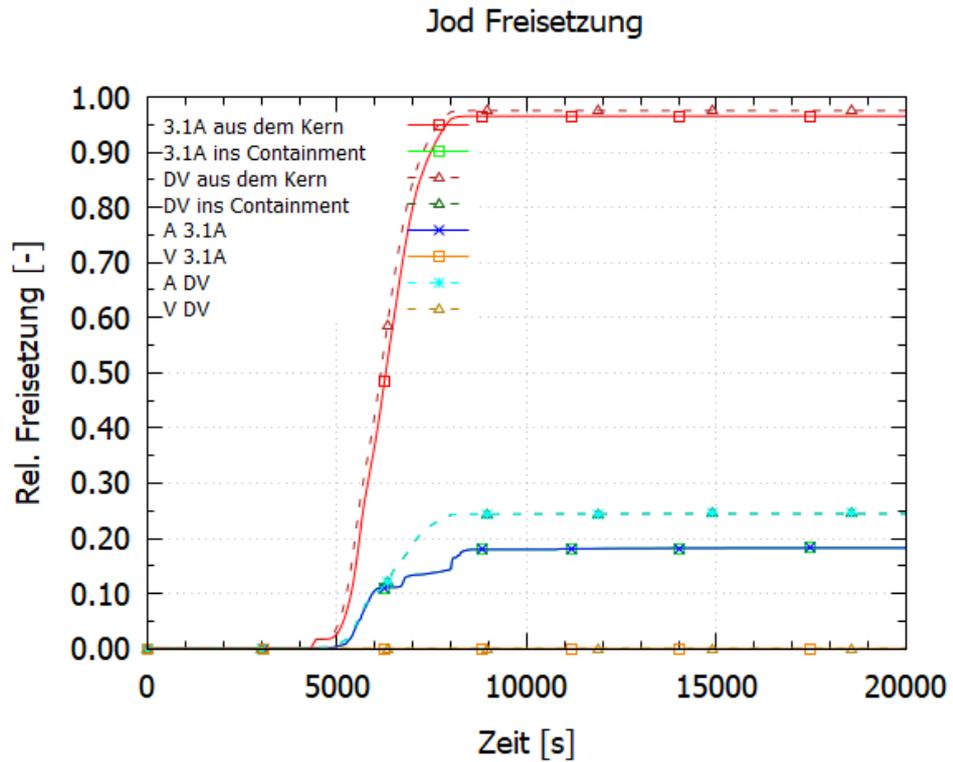
Bei leicht flüchtigen und semi-volatilen Spezies wird ein erheblicher Teil des Inventars aus dem Kern freigesetzt (vgl. Abb. 7.16 und Abb. 7.17). Einige leicht-flüchtige Elemente werden schon beim Bersten des Hüllrohrs freigesetzt (gap-release). In Summe werden alle hauptsächlich am Anfang des schweren Störfalls freigesetzt. Nach 8.000 – 9.000 s findet praktisch keine weitere Freisetzung mehr statt. Es ist anzumerken, dass sich bei ca. 8.000 s die Schmelze ins untere Plenum verlagert, wo keine Freisetzung mehr berechnet wird. Die Freisetzung aus dem Kern wird generell mit beiden Rechnungen

ähnlich simuliert. Dennoch unterscheidet sich der ins Containment transportierte Anteil der Elemente (SOPHAEROS↔SAFT). SAFT sagt eine größere Freisetzung ins Containment neben einem geringeren Zurückhaltefaktor voraus.



**Abb. 7.17** Cäsium-, Molybdän- und Tellurbilanz in der Simulation /TIB 18a/

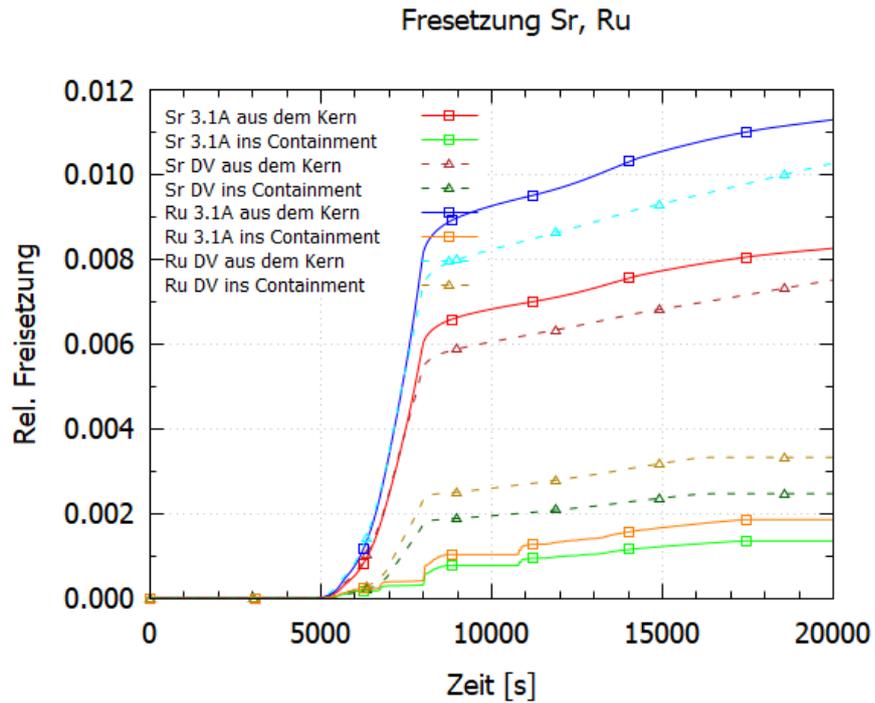
Aufgrund seiner radiologischen Auswirkung ist die korrekte Simulation des Iod-Transports entscheidend. Nicht nur der ins Containment freigesetzte Anteil, sondern auch dessen Zusammensetzung ist von sehr großer Bedeutung. Abhängig davon in welcher Form (Aerosol, gasförmig) sich Iod befindet, kann man dessen Freisetzung in die Umgebung unterschiedlich verhindern. Somit ist es wichtig, die Zusammensetzung von Iod so realistisch wie möglich zu simulieren. In dieser Analyse liefern beide Modelle sehr ähnliche Ergebnisse (Abb. 7.17) und sagen einen mehr als 99,9%-igen Aerosol-Anteil des ins Containment freigesetzten Iods vorher. Dabei bezeichnet A in der Abbildung die Aerosole und V die Gaskomponenten. Dies entspricht der Erfahrung aus dem Versuch FPT1, bei dem auch Ag-In-Cd-Steuerstäbe verwendet wurden. (Bemerkung: bei dem Versuch FPT3, bei dem B<sub>4</sub>C-Steuerstäbe verwendet wurden, wurde Iod hauptsächlich gasförmig ins Containment transportiert.)



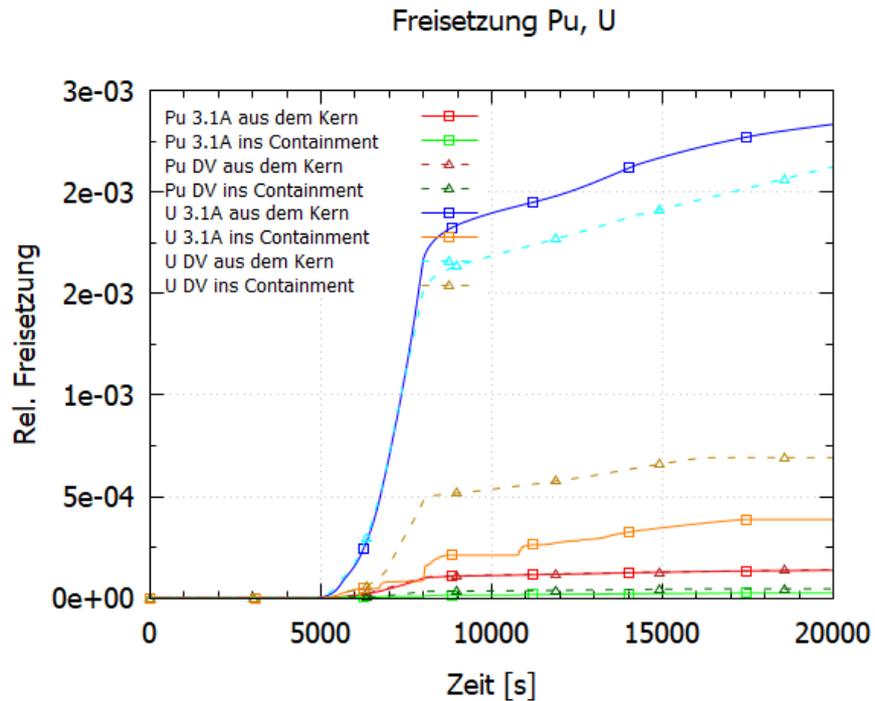
**Abb. 7.18** Iodbilanz in der Simulation /TIB 18b/

Das Verhalten von zwei repräsentativen, schwer-flüchtigen Elemente sind in Abb. 7.18 dargestellt. Ihre Freisetzung aus dem Kern bleibt unter 1,2 - 1,5 %, wobei sogar weniger ins Containment transportiert wird. Die Abweichungen zwischen den mit den beiden Modellen berechneten Quoten sind in diesem Fall größer als bei leicht- und semi-flüchtigen Elementen. Allgemein sagt SOPHAEROS eine größere Ablagerung im Kreislauf voraus, was zu einem geringeren Austritt ins Containment führt.

Die Freisetzung von schwer flüchtigen und nicht flüchtigen Spezies aus dem Kern bleibt unter 0,5 %, wie Abb. 7.19 zeigt. Sogar wenn ein kleiner Anteil aus dem Kern freigesetzt wird, wird dieser kaum ins Containment transportiert.



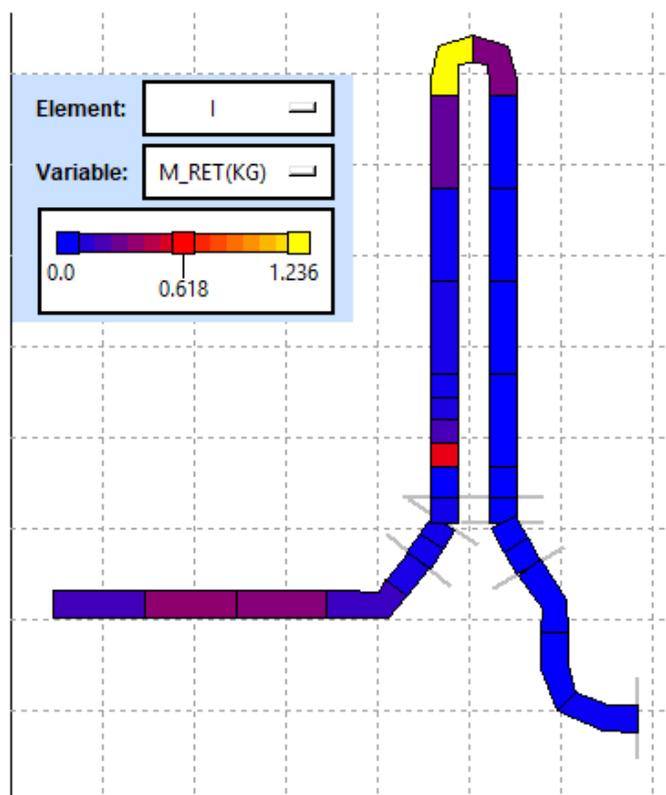
**Abb. 7.19** Strontium- und Rutheniumbilanz in der Simulation /TIB 18a/



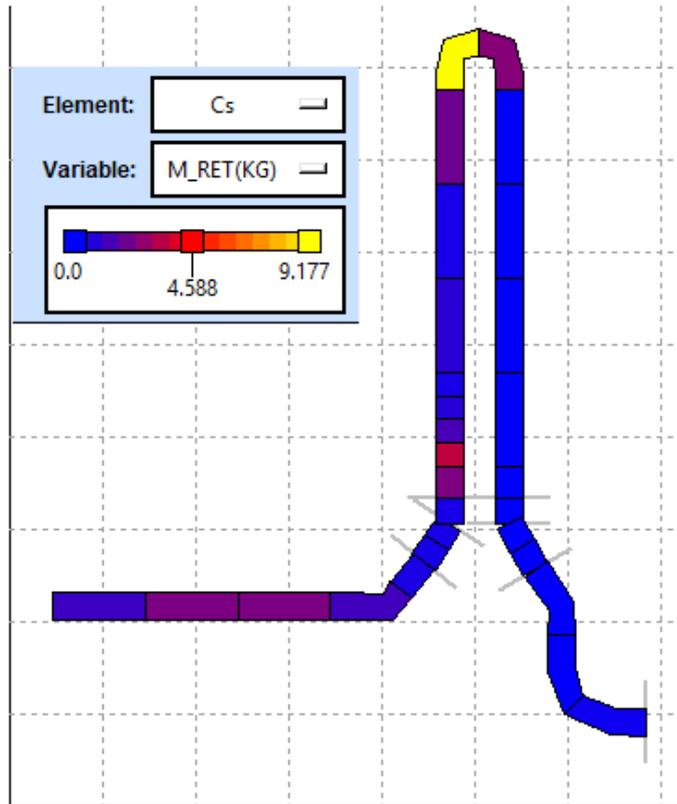
**Abb. 7.20** Plutonium- und Uranbilanz in der Simulation /TIB 18a/

Die Ablagerung von Cäsium und Iod im Kreislauf (mithilfe SAFT) sind in Abb. 7.20 und Abb. 7.21 dargestellt, während Abb. 7.22 die gesamte Ablagerung, berechnet mit

SOPHAEROS, zeigt. Die Ablagerung findet größtenteils in großen geometrischen Änderungen (Biegungen) statt: am Anfang und an der Austrittsposition des Dampferzeugers sowie im U-Rohr. Ein kleiner Teil wird schon im heißen Strang abgelagert. Aufgrund des thermalen Gradienten ist dieser jedoch, im Vergleich zur Ablagerung im Dampferzeuger, geringfügig. SOPHAEROS sagt im Vergleich zu SAFT eine größere Ablagerung außerhalb der Dampferzeuger voraus, was zu den Unterschieden der ins Containment transportierten Spaltprodukte führt. Aufgrund der Ergebnisse aus der Analyse von PHÉBUS FPT3 (Kap. 6) scheint die Aussagefähigkeit von SAFT eher Anwendung finden bei gekoppelten AC<sup>2</sup>-Analysen, allerdings sind zukünftig weitere Validierungsarbeit für PHÉBUS FPT1 und FPT3 vorgesehen, um das komplette Modellspektrum in Primärkreis und im Containment vorgesehen, wobei neben SAFT im Primärkreislauf im Containment insbesondere die beiden Spaltprodukt- und Aerosolmodelle AFP und NewAFP von besonderem Interesse sind.

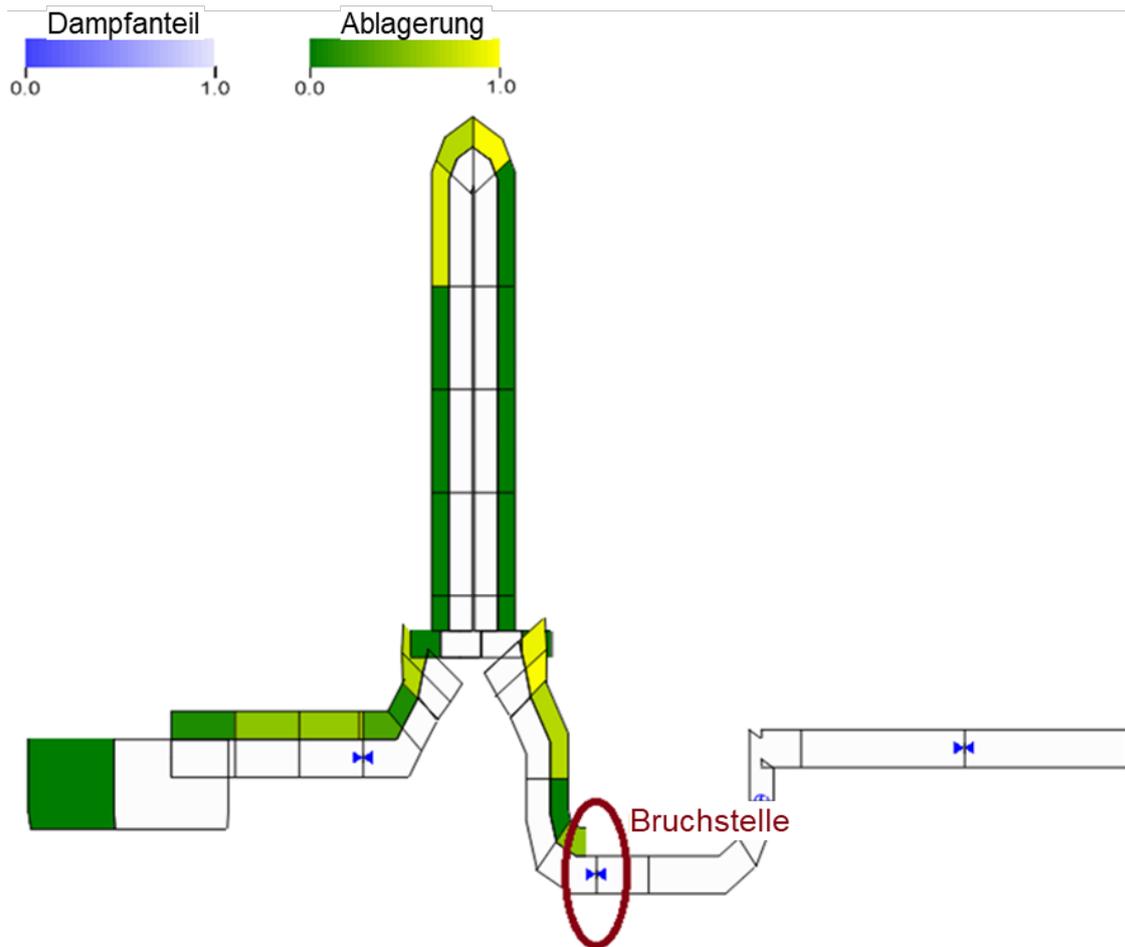


**Abb. 7.21** Zurückhalten von Iod (SAFT) /TIB 18a/

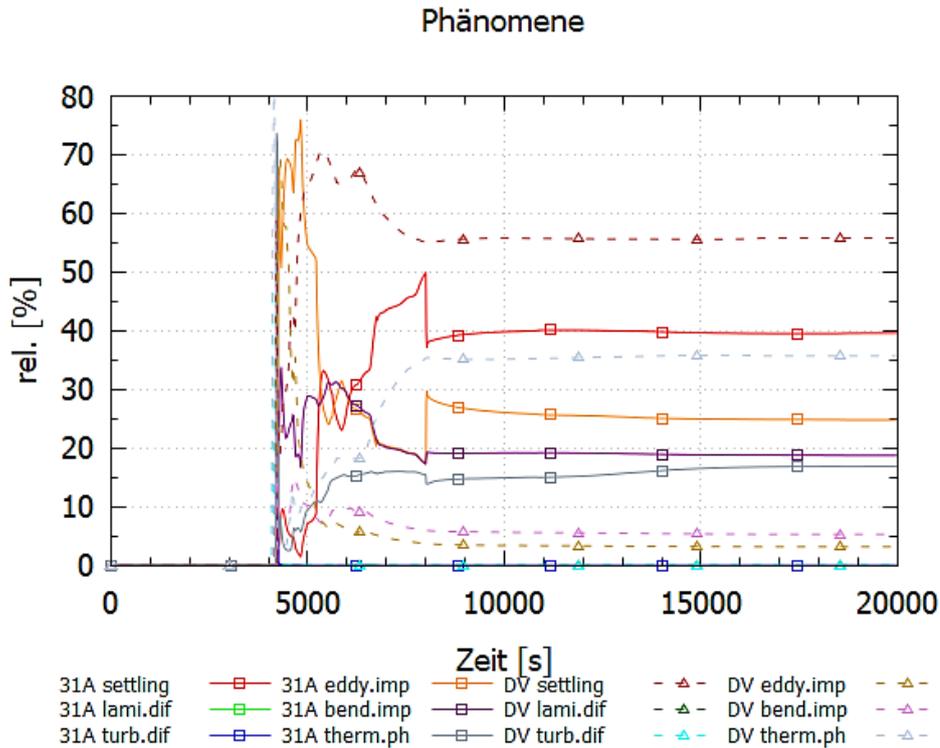


**Abb. 7.22** Zurückhalten von Cäsium (SAFT) /TIB 18b/

Abb. 7.23 zeigt die maßgeblichen Phänomene, durch die die Spaltprodukte zurückgehalten werden. Anfangs sagen beide voraus, dass Eddy Impaction das dominierende Phänomen sei. Später leisten andere Phänomene einen zunehmenden Beitrag. Auch nach der Verlagerung ins untere Plenum ändert sich die Reihenfolge der Wichtigkeit nicht. Wie Abb. 7.23 zeigt, ist das Settling das dominierende Ablagerungs-Phänomen. Laut der Simulation mithilfe von SAFT spielt Thermophorese auch eine entscheidende Rolle, während die anderen lediglich geringfügige Auswirkungen zeigen. Laut SOPHAEROS führt nicht nur Thermophorese, sondern auch Bend Impaction sowie Eddy Impaction zu nennenswerten Ablagerungen.



**Abb. 7.23** Ablagerung im Kühlkreislauf: SOPHAEROS /TIB 18a/



**Abb. 7.24** Ablagerungsphänomene /TIB 18a/

### 7.3 Zusammenfassende Bewertung

Die vorgestellte Berechnung zeigt die Fähigkeit von AC<sup>2</sup> ein komplexes Unfallszenario zu simulieren. Ein mittelgroßes Leck im kalten Strang zusammen mit einem SBO in einem deutschen generischen DWR wurde erfolgreich modelliert und simuliert. Die Simulation des Primär- und Sekundärkreisverhaltens sowie der Schmelz- und Verlagerungsprozesse im Kern ist plausibel. Die Freisetzung von Spaltprodukten, deren Transport und die Ablagerung im Kreislauf sowie das Containmentverhalten werden plausibel abgebildet.

Die für diese Simulationen verwendete Entwicklerversion von – insbesondere ATHLET-CD – AC<sup>2</sup> führte zu verbesserten und plausibleren Ergebnissen. Zusätzlich konnte die Kopplungsmethodik von ATHLET-CD mit COCOSYS erfolgreich angewendet werden, was durch Konsistenzprüfungen an der Leckstelle überprüft wurde.

## **8            Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen und fachliche Koordinierung der externen Validierung**

Die Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen ermöglicht Einfluss und Mitsprache bei der Definition neuer Versuche, bei der detaillierten Versuchsspezifikation, bei der Auswahl der zu messenden Größen und bei Umfang und Detaillierung der Versuchsdokumentation. Auf diese Weise können Erkenntnisse und offene Fragen aus der Programmentwicklung, aus der Validierung von Versuchen anderer Skalierung und aus der Anwendung der Rechenprogramme in konkrete Anforderungen an die Durchführung von Versuchen umgesetzt werden. Des Weiteren ergibt sich durch die Diskussion der Versuchsergebnisse in den Arbeitsgruppen und deren sicherheitstechnischen Bewertung ein frühzeitiger Überblick über die Bedeutung der Versuche für die Programmvalidierung. Die Präsentation eigener Analysen in den begleitenden Arbeitsgruppen ermöglicht den Erfahrungsaustausch mit den Experimentatoren und mit den Analytikern, die andere fortschrittliche Rechenprogramme anwenden.

Im Rahmen des Vorhabens RS1548 erfolgte die Teilnahme an folgenden Arbeitsgruppen:

- Arbeitsgruppe PKL-III: in den halbjährlichen Sitzungen der AG PKL-III werden die Ergebnisse der durchgeführten Versuche aus dem Versuchsprogramm PKL III G vorgestellt und die Spezifikationen der geplanten Experimente diskutiert.
- Workshops zu den QUENCH-Versuchen beim Karlsruher Institut für Technologie (KIT): In diesem, ab 1997 laufenden Vorhaben, wird die beschleunigte Oxidation von hochaufgeheizten Stäben zu Beginn des Kernflutens experimentell untersucht. Bei den Workshops werden die Randbedingungen zu neuen Versuchen und die Ergebnisse durchgeführter Versuche diskutiert. In den Workshops wurden regelmäßig Ergebnisse von Voraus- und Nachrechnungen von QUENCH-Versuchen mit ATHLET-CD vorgestellt.
- Mitarbeit in OECD-CSNI-Arbeitsgruppen, insbesondere in den OECD/NEA-Projekten PKL-4 und ATLAS-2

Ein wichtiger Beitrag zu den OECD-Arbeitsgruppen war die Durchführung von Vorausrechnungen zur Spezifikation von geplanten Versuchen in den Versuchsanlagen PKL und ATLAS.

Im Rahmen der fachlichen Koordinierung der externen Validierung wurden jährlich Arbeitstreffen organisiert, in denen der jeweils aktuelle Stand der Programmentwicklung und Validierung erörtert wurde und die weiteren Validierungsaufgaben zwischen der GRS und RUB-PSS (früher RUB-LEE) abgestimmt wurden.

Im Lauf dieses Vorhaben wurden von RUB-LEE bzw. RUB-PSS folgende Analysen durchgeführt:

- Simulation von QUENCH-17
- Simulation Lufteinbruchsexperimente QUENCH-16 und CODEX-AIT-1
- Simulation von LIVE-L10 und -L11
- Simulation von QUENCH-18
- Simulation des Schmelzeverhaltens im unteren Plenum der TMI-2-Anlage
- Simulation von Fukushima Block 3
- Simulation von postulierten Störfallszenarien in Kernkraftwerken mit den gekoppelten Systemcodes ATHLET-CD und COCOSYS. Als Störfallszenarien werden ein SBO-Szenario mit vollständigem und dauerhaftem Elektrizitätsverlust sowie ein KMV mit fehlender Umschaltung auf Sumpfansaugung angenommen.

## 9 Validierung zur Freigabe von AC<sup>2</sup> 2019

Die seit dreißig Jahren fortwährende intensive Validierung der Module ATHLET und ATHLET-CD (inklusive der vorherigen Codeversionen) durch die GRS und ihre Partner führt zu einem hohen Erfüllungsgrad der jeweiligen Validierungsmatrizen, d. h. die entsprechenden Tests wurden wenigstens einmal erfolgreich simuliert:

- ATHLET
  - 70 % der 80 Einzeleffektversuche
  - 76 % der DWR-Experimente
  - 100 % der SWR-Versuche und
  - 90 % der WWER-Experimente
- ATHLET-CD
  - 70 % der 66 Validierungsexperimente

Für die Freigabe der aktuellen Programmversion ATHLET 3.2 bzw. ATHLET-CD 3.2 wurde eine Reihe Experimente aus den Validierungsmatrizen zum ersten Mal bzw. erneut nachgerechnet, um die Simulationsergebnisse entweder mit den experimentellen Daten und, wenn möglich, auch mit den vorherigen Rechnungen zu vergleichen. Letzteres dient der Bewertung des Einflusses neu hinzugefügter Modelle in den Code. Die folgenden Testserien (Tab. 9.1) wurden dahingehend ausgewählt, dass möglichst viele Modelle und Module genutzt und im Speziellen das Zusammenspiel dieser Modelle miteinander untersucht werden konnte:

**Tab. 9.1** Validierungsrechnungen ATHLET/ATHLET-CD

<b>ATHLET</b>	
ATLAS	APR-1400-Modell mit einer Volumenskalierung von 1:288
PKL	Konvoi-DWR-Modell, Skalierung: 1:145
ROCOM	Rosendorf Coolant Mixing Model zur Untersuchung von Vermischungsvorgängen im RDB
UPTF	Upper Plenum Test Facility, Simulation des Primärsystems eines Siemens KWU-DWR im/nahe am Originalmaßstab
EASY	Integrale Experimente an der INKA-Testanlage
NOKO	Notkondensator Teststand
KASOLA	Karlsruhe Sodium Loop
NACIE-UP	Untersuchungen zum Naturumlauf von Flüssigmetall mit Argonschutzgas
MHTGR	Gasgekühlter Reaktor: Untersuchungen des Kompressormodells
<b>ATHLET-CD</b>	
CORA(-SWR)	SWR-Tests mit Kernzerstörung
QUENCH-11/16	QUENCH-Tests mit Sieden/Lufteintritt und Wiederflutung
PARAMETER-SF2/3	Tests der Kernzerstörung mit Flutung von oben und kombiniert oben/unten
PHÉBUS FPT1/3	Tests der Kernzerstörung mit AIC-/B <sub>4</sub> C-Absorbieren, Spaltproduktfreisetzung und -transport
LIVE-10/-11	Schmelzepoolexperimente (Salzschmelze) mit externer Kühlung mittels Wasser oder Dampf
LOFT LP-FP-2	Test der Kernzerstörung mit Flutung und Spaltproduktfreisetzung und -transport
TMI-2	Three Mile Island Unit-2
SWR	Postulierter SBO in einem generischen SWR
DWR	Postuliertes 250-cm <sup>2</sup> -Leck in einem kalten Strang und SBO mit Notfallmaßnahmen, gekoppelt mit COCOSYS
WWER-SFP	Postulierter SBO in einem generischen Lagerbecken eines WWER-1000

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass ATHLET(-CD) 3.2 eine gute Übereinstimmung mit den experimentellen Ergebnissen zeigt. Dabei sind die Ergebnisse besser oder zumindest vergleichbar mit denen vergangener Versionen. Es zeigte sich, dass Modellschwächen des Codes, die durch die Validierung aufgezeigt wurden, zügig geschlossen werden konnten. Beispielsweise konnten Modellierungsschwächen in den Modellen der

Zwischenphasenreibung identifiziert werden. Nach Behebung der Probleme wurden die entsprechenden Validierungsrechnungen wiederholt und deutlich bessere Ergebnisse erzielt /HOL 19/. Ausgewählte Ergebnisse sind im Validierungsbericht für ATHLET 3.2 veröffentlicht /LER 19b/. Auf dieser Basis erfolgte eine Freigabe von ATHLET(-CD) 3.2 für den Release von AC<sup>2</sup> 2019 /WIE 19a/ im Juni 2019.



## **10 Zusammenfassung und Ausblick**

Ziel des Vorhabens RS1548 war die Erhöhung des Validierungsstandes der von der GRS im Rahmen der Reaktorsicherheitsforschung des BMWi weiterentwickelten Rechenprogramme ATHLET und ATHLET-CD zur Simulation von Betriebsverhalten, Transienten und Störfällen ohne Kernschäden (ATHLET), einschließlich der Beschreibung mehrdimensionaler Strömungsvorgänge, sowie von Störfällen mit Kernschäden und Unfallabläufen (ATHLET-CD).

Die Erhöhung des Validierungsstandes des Rechenprogrammsystems wurde durch die Analyse von Einzeleffekt- und Integralexperimenten erreicht. Die Auswahl der Versuche richtete sich nach dem Stand der Programmentwicklung, nach den Erkenntnissen und offenen Fragen aus dem vorausgegangenen Vorhaben RS1519 und nach dem neuesten Stand der verfügbaren experimentellen Ergebnisse.

### **10.1 Wesentliche Erkenntnisse aus der ATHLET-Validierung**

Für die Validierung von ATHLET wurden vier PKL-Versuche herangezogen, die alle Counterparttests zu früheren Experimenten in der LSTF-Anlage waren. Im Allgemeinen konnte ATHLET die wesentlichen experimentellen Phänomene gut wiedergeben. Die Nachrechnungen ergaben keine unmittelbare Notwendigkeit zu Modellverbesserungen bzw. Ergänzungen. Die erzielten Ergebnisse bestätigen, dass ATHLET das thermohydraulische Verhalten im Primärkreis sowie die Wärmeübertragung in den Dampferzeugern sowohl bei Naturumlauf als auch bei Reflux-Condenser-Betrieb realitätsnah nachbilden kann. Im Allgemeinen reicht eine Aufteilung der U-Rohre der Dampferzeuger in drei Gruppen aus, um die Wärmeübertragung unter diesen Bedingungen zufriedenstellend zu beschreiben. Umlaufunterbrechungen, und insbesondere Strömungsumkehr in einzelnen U-Rohren, können jedoch von der eindimensionalen Modellierung in ATHLET nicht erfasst werden. Die Modellierung der Dampfkondensation, insbesondere bei der aktiven, durch FILL-Objekte simulierten Notkühleinspeisung, sowie die Modellierung der Zwischenphasen-Reibung im Bündelbereich tragen weiterhin maßgeblich zur Unsicherheit der Rechenergebnisse bei.

Bei Versuchen zu kleinen Lecks zeigt sich, dass das Freiblasen der Pumpenbögen nach der Druckspeichereinspeisung von ATHLET zufriedenstellend wiedergegeben wurde. Demgegenüber wurden weder die intermittierende Druckspeichereinspeisung in den

Versuchen mit kleinem Leck im kalten Strang noch die kurzzeitige Kernaufheizung vor dem Freiblasen der Pumpenbögen in den Versuchen zu mittleren Lecks vom Rechenprogramm erfasst. Notwendig ist auch eine Überprüfung des Ansatzes in ATHLET zur Beschreibung der Verminderung der Pumpenförderrhöhe bei zweiphasiger Strömung.

Die Nachrechnungen zu den Versuchen mit mittleren Lecks in der ATLAS-Versuchsanlage konnten die experimentellen Ergebnisse im Allgemeinen gut wiedergeben werden. Wesentliche Phänomene wurden vom Rechenprogramm korrekt erfasst, es konnten aber auch Punkte für weitere Untersuchungen identifiziert werden. Bspw. wurde das asymmetrische Verhalten der Druckspeicher in einem Versuch nicht korrekt erfasst, das kurzzeitige Filmsieden im Kern, das im Versuch B3.2 (Bruch einer Notkühl-Einspeiseleitung) beobachtet wurde, wurde von ATHLET nicht simuliert. Erst mit Variation der Zwischenphasenreibung im Kern konnte dieses Phänomen nachvollzogen werden. Eine Modellierungsempfehlung kann hieraus allerdings nicht abgeleitet werden, was weitere Analysen notwendig macht. Man kann allerdings sagen, dass die Ergebnisse sensitiv auf die Zwischenphasenreibung reagieren. Auch konnte die etwas zu frühe Umschaltung zwischen Wasser- und Dampfausströmung am Leck als Grund für die Abweichungen der integral ausgeströmten Masse identifiziert werden.

Die Teilnahme an der Benchmark-Rechnung zum Versuch ATLAS B5.1 hat dazu beigetragen, das Vertrauen in die Voraussagefähigkeit des Rechenprogrammes zu erhöhen. Im Allgemeinen stimmten die Ergebnisse der Vorausrechnung gut mit den experimentellen Werten überein. Darüber hinaus wurden sie auf Plausibilität geprüft (auch unter Berücksichtigung der Ergebnisse des LSTF-Tests).

Die Ergebnisse der Nachrechnungen zu zwei LSTF-Versuchen zeigen, dass die wesentlichen experimentellen Vorgänge vom Rechenprogramm wiedergegeben werden können. ATHLET konnte die experimentell ermittelte Kühlmittelverteilung in den Loops gut und im Reaktordruckbehälter zufriedenstellend nachbilden. Damit wurden die Modelle zur Berechnung der Zwischenphasen-Reibung für verschiedene Geometrien und Strömungsbedingungen mit Erfolg überprüft. Wesentliche Beiträge zur Unsicherheit der Rechenergebnisse leisten die Berechnung der kritischen Ausströmraten, die Modellierung der Kernbypässe, die Modellierung der Zwischenphasen-Reibung am Kernaustritt und innerhalb der Steuerstabführungsrohre sowie die Simulation der Temperaturmessung am Kernaustritt. Dadurch können weder die Zeitverzögerung zwischen Brennstabaufheizung und Anstieg der Kernaustrittstemperatur noch mehrdimensionale Effekte

realitätsnah nachgebildet werden., so dass hier weiterer Entwicklungsbedarf identifiziert wurde, um evtl. auftretende Mehrdimensionalität abbilden zu können.

Die Simulationen eines Versuchs in der PERSEO-Anlage mit vertikalen Wärmeübertragerröhren zur passiven Wärmeabfuhr zeigen, dass die implementierte Modellbasis nicht ausreicht, um die Phänomene vollständig abbilden zu können, so dass empfohlen wird, zusätzliche Wärmeübergangskorrelationen zu übernehmen. Zeitgleich sollten weitere Experimente diesbezüglich nachgerechnet werden. Wenn möglich auch Experimente, die an anderen Versuchsanlagen durchgeführt wurden.

Die gekoppelten Rechnungen mit ATHLET-OpenFOAM zur Simulation der Durchmischungsvorgängen in den Versuchen ROCOM T1.1 und T1.2 haben gezeigt, dass das komplexe Mischungsverhalten der ECC-Injektion im RDB-Ringraum sowohl qualitativ als auch quantitativ gut wiedergegeben werden konnte. Die numerische Leistung der implementierten Code-Kopplungsmethoden der Unter-Relaxation und eines Quasi-Newton-Ansatzes wurde ebenfalls bewertet. Die Quasi-Newton-Kopplungsmethode zeigte eine bessere Leistung in Bezug auf die Simulationsgeschwindigkeit bei gleichen Ergebnissen, so dass eine Weiterentwicklung dieser Kopplungsmethodik erwogen werden sollte. Die vorgestellten Analysen belegen die Anwendbarkeit und in Bezug auf die Qualität der numerischen Vorhersagen auch die Vorteile der gekoppelten multiskaligen Rechnungen mit ATHLET und CFD-Codes. Die Leistung des gekoppelten Codes war in Bezug auf die erforderliche Rechenzeit zufriedenstellend. Aus diesem Grund ist die Weiterentwicklung und Verbesserung der gekoppelten multiskaligen Rechenmethoden wünschenswert und sinnvoll.

Hinsichtlich der Anwendbarkeit von ATHLET auf neue Medien wie Helium oder Natrium konnten Plausibilitätstest durchgeführt werden, deren Ergebnisse sich mit denen älterer Programmversionen sowie anderer Codes weitestgehend deckten. Aufgrund der weiterhin stark eingeschränkten Datenbasis in der GRS sind die Arbeiten bei Verfügbarkeit von Messdaten weiter zu verfolgen, um die Fähigkeiten des Programms für neue Medien zu bewerten und Entwicklungspotential identifizieren zu können. Weiterhin ist festzustellen, dass für ATHLET derzeit noch systematische Validierungsmatrizen für Arbeitsmedien wie Helium, Natrium oder auch Blei-Bismut-Eutektika fehlen. Diese sollten ergänzt werden, wenn ATHLET für neue Arbeitsmedien weiterentwickelt wird.

## 10.2 Wesentliche Erkenntnisse aus der ATHLET-CD-Validierung

Die durchgeführten Simulationen mit ATHLET-CD zu verschiedenen Fragestellungen in der QUENCH-Anlage zeigen, dass die wesentlichen Phänomene abgebildet werden konnten. Die Simulation des Versuchs zur Luft-/Dampfeinspeisung mit nachfolgendem Wiederfluten des Kerns zeigt, dass die Modellierung der Lufteinbruchs-Phänomene in ATHLET-CD die im Versuch nacheinander bzw. gleichzeitig ablaufenden Prozesse zwischen dem Hüllrohr und Dampf, Sauerstoff bzw. Stickstoff richtig abbildet. Der unterschätzte Anstieg der Wasserstofferzeugung in der Quenchphase lässt jedoch darauf schließen, dass der Einfluss der Re-Oxidation der Nitridschicht, die eine offenporige Hüllrohrroberfläche hinterlässt und sich deshalb verstärkend auf die nachfolgende Dampfreaktion auswirkt, mit dem derzeit zur Anwendung kommenden vereinfachten Porositätsmodell nicht ausreichend berücksichtigt wird. Hieraus kann weiterer Entwicklungsbedarf abgeleitet werden, um auch die Phänomene insbesondere für Lagerbeckenanwendungen vollständig abbilden zu können was auch Einfluss auf die Bestimmung des Quellterms hat.

Die Nachrechnung des ersten QUENCH-Experiments mit Accident Tolerant Fuel (FeCrAl) zeigt, dass ATHLET-CD das thermische Verhalten des Experiments innerhalb der beheizten Länge in guter Übereinstimmung mit den gemessenen Werten abbildet, das radiale Temperaturprofil konnte allerdings nur unzureichend berechnet werden. Das unterschiedliche Oxidationsverhalten von FeCrAl gegenüber Zry führte weder im Versuch noch in der Rechnung zu einer Temperaturexkursion. Der Vergleich der Wasserstofferzeugung für beide Modellansätze der FeCrAl-Oxidation zeigt, dass das bisherige Oxidationsmodell nicht alle Effekte berücksichtigt, die zur Wasserstofferzeugung im Test beitragen. Für eine genauere Bewertung und Schlussfolgerungen für die noch fehlenden Reaktionen ist es notwendig, die endgültigen Ergebnisse der Bündelüberprüfung zu kennen und zu wissen, welche Komponenten zum Gesamtwert beitragen und welche Nebeneffekte (Schmelzen der Thermoelementhüllen) evtl. das Ergebnis beeinflussen haben. Das vorliegende Ergebnis für die Nachrechnung von QUENCH-19 mit dem vorläufigen Oxidationsmodell für FeCrAl ist ein erster Ansatz, neue Materialien wie FeCrAl mit ATHLET-CD zu berücksichtigen. Es zeigt sich hierbei aber auch, dass neue theoretische Erkenntnisse zur FeCrAl-Oxidation erforderlich sind (bspw. aus OECD- oder IAEA-Projekten), um die Modellierung in ATHLET-CD weiter zu verbessern und somit die Vorhersagefähigkeit zu erhöhen.

Die Vorausrechnung des Versuchs QUENCH-20 mit SWR-typischer Anordnung, die erstmals für diese Anlage eingesetzt wird, zeigt plausible Ergebnisse auch hinsichtlich der Anwendung des neuen Modells zur B<sub>4</sub>C-Oxidation von SWR-Strukturen in ATHLET-CD. Für eine Bewertung der Modellbasis sind die Ergebnisse des Versuchs notwendig, der im Jahr 2019 durchgeführt wurde.

Die Ergebnisse der erneuten Nachrechnung von CORA-W2 mit ATHLET-CD 3.1A zeigen, dass die Modellierung der B<sub>4</sub>C-Reaktion in Kombination mit dem bestehenden Verlagerungsmodell für den Kontrollstab bei einer entsprechend niedrigen Verlagerungstemperatur die aus dem Versuch abgeleitete Massenverteilung für das Absorbermaterial B<sub>4</sub>C befriedigend simulieren kann. Der Umfang der Oxidation von Borkarbid kann jedoch wegen der im Test durch die Massenspektrometer nicht erfassten Anteile der hierbei erzeugten Gase CO, CO<sub>2</sub> und CH<sub>4</sub> nicht überprüft werden. Die insgesamt resultierende Wasserstoffmasse, die sich in Deckung mit dem Experiment ergibt, weist jedoch darauf hin, dass die aus der Borkarbid-Oxidation erhaltene H<sub>2</sub>-Menge in ihrer Größenordnung richtig berechnet wird. Die insgesamt gute Übereinstimmung der gesamten Wasserstoff-erzeugung zeigt auch, dass die zur Verfügung stehenden Korrelationen für die Simulation der Feststoff- und Schmelzeoxidation auch für das in den WWER-Reaktoren verwendete Material Zr1%Nb ausreichend gute Ergebnisse liefert.

Die Simulation des Versuchs Phébus-FPT3 zeigt, dass ATHLET-CD eine sehr gute Übereinstimmung mit den Messwerten bezüglich des thermo-hydraulischen Verhaltens liefert. Die Oxidationsprozesse sind in der Simulation auch sehr gut wiedergegeben. Zu etwas größeren Abweichungen kommt es bei der Freisetzung und Transport von Spaltprodukten, dennoch sind die meisten Ergebnisse in akzeptablen Grenzen. Die Ergebnisse der Unsicherheitsanalyse lieferten bezüglich der Skalarvariablen, eine schmalere 95/95-Toleranzbreite als in vorherigen Analysen. Diese Tatsache zeigt, dass die inzwischen stattgefundenen Entwicklungsarbeiten zu einer Verbesserung der Aussagesicherheit geführt hat. Laut der Sensitivitätsanalyse ist der dominierende Parameter bei den meisten Ergebnisgrößen die Wärmeleitfähigkeit von ZrO<sub>2</sub>.

Anhand eines üblichen Unfallszenarios (mittleres Leck mit SBO) konnte die Anwendbarkeit von AC<sup>2</sup> für DWR (generischer Konvoi) nachgewiesen werden. Die Simulation des Primär- und Sekundärkreisverhaltens sowie der Schmelz- und Verlagerungsprozesse im Kern zeigt plausible Ergebnisse, ebenso die Freisetzung von Spaltprodukten, deren Transport und die Ablagerung im Kreislauf sowie das Containmentverhalten. Für die Simulationen wurde eine Entwicklerversion verwendet, um das physikalische Verhalten

insbesondere der Kernzerstörung korrekter abbilden zu können. Darüber hinaus wurde die implementierte Kopplungsmethodik durch Konsistenzprüfung an der Leckstelle erfolgreich überprüft.

### **10.3 Weitere Erkenntnisse und Ausblick**

Von großer Bedeutung zur Erhöhung des Validierungsstandes des Rechenprogrammsystems hat sich die aktive Mitarbeit in versuchsbegleitenden Arbeitsgruppen gezeigt. Die Durchführung von Begleitrechnungen zur Definition und Spezifikation neuer Versuche sowie von Voraus- und Nachrechnungen ausgewählter Versuche trägt dazu bei, die Aussagesicherheit von ATHLET/ATHLET-CD zu erhöhen, und sollte in ein mögliches Folgevorhaben mit einbezogen werden. Dies gilt auch für die Teilnahme an internationalen Standardproblemen und Benchmark-Rechnungen.

Die Lauffähigkeit des Programmsystems AC<sup>2</sup> und das Zusammenwirken der Programme ATHLET, ATHLET-CD und COCOSYS inkl. Spaltprodukttransport aus dem Primärkreis in das Containment konnte anhand einer Simulation für einen generischen DWR nachgewiesen werden. Neben der Validierung der Einzelprogramme ATHLET, ATHLET-CD und COCOSYS sollten zukünftig verstärkt gekoppelte Analysen (ATHLET/COCOSYS und ATHLET-CD/COCOSYS) für Transienten, Störfälle und Unfälle durchgeführt werden, um die Leistungsfähigkeit des Gesamtsystems sowie der Kopplungsmethodik analysieren und bewerten zu können, um die Vorhersagegenauigkeit von AC<sup>2</sup> zu erhöhen.

Die vertiefte Validierung der neuen Release-Versionen ATHLET 3.2 und ATHLET-CD 3.2 im Vorfeld der Veröffentlichung von AC<sup>2</sup> 2019 im Juni 2019 konnte erfolgreich durchgeführt werden und hat u. a. dazu geführt, noch vor dem Release bisher unerkannte Programmschwächen abzustellen. Damit hat das Vorhaben wesentlich zur Qualitätssicherung für eine neue Release-Version beigetragen. Ergebnisse wurden auch im Validierungsbericht zu ATHLET 3.2 veröffentlicht. Diese Arbeiten werden auch in Zukunft weitergeführt werden. Dabei sollten die Entwicklungs- und Validierungsarbeiten im Vorfeld eines Releases eng koordiniert werden und die Erstellung von Validierungsberichten systematisiert werden.

Eine weitere Aufgabe ist es, den Validierungsstand von ATHLET und ATHLET-CD in Zukunft so aktuell und umfassend wie möglich zu halten. Vor diesem Hintergrund sollte der Jenkins-Server der GRS für automatische Regressionstests verstärkt auch für die

automatisierte Wiederholung von Validierungsrechnungen eingesetzt werden. Nach Bewertung dieser Ergebnisse durch Experten können dabei gewonnene Erkenntnisse unmittelbar in die Validierungs- und Entwicklungsvorhaben der GRS einfließen und zur Aktualisierung von Validierungsberichten genutzt werden.



## Literaturverzeichnis

- /AKS 93/ Aksan, N. E. a.: Separate Effects Test Matrix for Thermal-Hydraulic Code Validation (Volume I: Phenomena Characterisation and Selection of Facilities and Tests). OECD Nuclear Energy Agency (NEA), NEA/CSNI/R, (93)14, 2 S.: Villigen, Switzerland, September 1993.
- /AUS 10a/ Austregesilo, H., Bals, C., Erdmann, W., Horche, W., Krzykacz-Hausmann, B., Pointner, W., Schöffel, P. J., Skorek, T., Weber, S., Wielenberg, A.: Validierung des Rechenprogrammsystems ATHLET / ATHLET-CD, Abschlussbericht. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-A-3522, 557 S., April 2010.
- /AUS 10b/ Austregesilo, H., Krzykacz-Hausmann, B., Skorek, T., Weber, S.: Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse von Ergebnissen der Nachrechnung des PHÉBUS-Versuchs FPT3 mit ATHLET-CD. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit, GRS-A-, Nr. 3514, 111 S., Februar 2010.
- /AUS 13/ Austregesilo, H., Bals, C., Herb, J., Hollands, T., Papukchiev, A., Schöffel, P. J., Weber, S.: Validierung von Rechenprogrammen zur Simulation von Stör- und Unfällen im Reaktorkühlsystem. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-A-3706, 432 S., Juli 2013.
- /AUS 16a/ Austregesilo, H., Bals, C., Hora, A., Lerchl, G., Romstedt, P., Schöffel, P. J., von der Cron, D., Weyermann, F.: ATHLET 3.1A Models and Methods. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-P-1 / Vol. 3, Rev. 4, 2016.
- /AUS 16b/ Austregesilo, H.: Post-Test Calculation of Counterpart Tests LSTF SB-HL-12 and PKL H1.2 (1% Hot Leg Break) with ATHLET. In: OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): 1st PRG Meeting of the OECD-PKL-4 Project. Erlangen, 9. - 10. November 2016, 2016.
- /AUS 17a/ Austregesilo, H., Deitenbeck, H., Langenfeld, A., Scheuer, J., Schöffel, P. J.: Programmdokumentation ATHLET 3.1A. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-P-, 1 / Vol. 2, 784 S.: Garching b. München, März 2017.

- /AUS 17b/ Austregesilo, H.: Post-Test Calculation of Counterpart-Tests LSTF SB-CL-32 and PKL H1.1 (1% Cold Leg Break) with ATHLET. In: OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): 2nd PRG Meeting of the OECD PKL-4 Project. NEA Nuclear Development (NEA), Boulogne-Billancourt, 15. - 16. Mai 2017, 2017.
- /AUS 17c/ Austregesilo, H.: Post-Test Calculation of PKL Tests i2.1 Runs 1 and 2 with ATHLET. In: OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): 3rd PRG Meeting of the OECD PKL-4 Project. AREVA GmbH (AREVA), Erlangen, 7. - 8. November 2017, 2017.
- /AUS 17d/ Austregesilo, H.: Nachrechnungen der OECD ATLAS Versuche A4.1 und A5.2 mit ATHLET 3.1A. Technische Notiz, TN-AUH-02/17, Februar 2017.
- /AUS 18/ Austregesilo, H., von der Cron, D., Hollands, T.: Analytical work performed at GRS in the frame of the OECD/NEA ATLAS-2 Project. In: OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): Simulation of the PKL Benchmark Test i2.2 Run 3 with the code ATHLET Joint PKL-ATLAS Workshop on Analytical Activities related to OECD PKL-4 and ATLAS-2 Projects. Joint PKL-ATLAS Workshop on Analytical Activities related to OECD PKL-4 and ATLAS-2 Projects, Barcelona, 7. - 9. November 2018, 2018.
- /AUS 19/ Austregesilo, H.: Post-Test Calculation of LSTF Test SB-PV-07 (1% Upper Head Break) with ATHLET. In: OECD Nuclear Energy Agency (NEA): 4th PRG Meeting of the OECD/NEA ATLAS-2 Project. Brüssel, 23. - 24. April 2019, 2019.
- /BAE 18/ Bae, B.-U., et al.: Quick-Look Report on the OECD-ATLAS2 B3.1 Test: Pressurizer Surgeline Intermediate Break Loss-of-Coolant-Accident (IBLOCA) Test with ATLAS. KAERI, OECD-ATLAS-QLR, 18-01, Rev 0, März 2018.
- /BAE 19/ Bae, B.-U.: Quick-Look Report on the OECD-ATLAS2 B3.2 Test: Direct Vessel Injection (DVI) Line Intermediate Break Loss-of-Coolant-Accident (IBLOCA) Test with ATLAS. KAERI, OECD-ATLAS2-QLR, 19-01, Januar 2019.

- /BAL 12/ Bals, C., Köllein, C., Cester, F., Hollands, T., Luther, W., Schubert, J.-D., Weber, S.: Entwicklung von Kühlkreislaufmodellen zur Spätphase von Kernschmelzunfällen (ATHLET-CD und ASTEC), Development of primary cooland circuit models for the late phase of accident with core melting (ATHLET-CD and ASTEC). Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-A-, Nr. 3646, März 2012.
- /BAL 17a/ Bals, C.: Nachrechnung des Experiments CORA-17 mit ATHLET-CD 3.1A zur Überprüfung des Quenchmodells für die Anwendung auf Strukturen von Siedewasserreaktoren. Hrsg.: Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-MIS-17/1, Januar 2017.
- /BAL 17b/ Bals, C.: Nachrechnung des Experiments CORA-W2 mit ATHLET-CD 3.1A. GRS, Technische Notiz TN-MIS-17/2, August 2017.
- /BAL 18/ Bals, C., Austregesilo, H.: Modellierung der Borkarbid-Oxidation für Absorber-Elemente von Siedewasserreaktoren in ATHLET-CD 3.1B. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-MIS-18/1: Köln u. a., Juni 2018.
- /BAL 19a/ Bals, C.: Analytische Unterstützung zur Definition des Versuchs QUENCH-18 und Nachrechnung mit dem Rechenprogramm ATHLET-CD. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-MIS-19/2: Köln u. a., Mai 2019.
- /BAL 19b/ Bals, C.: Nachrechnung des Versuchs QUENCH-19 mit ATHLET-CD als Teil des Rechenprogramms AC2. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-MIS-19/3: Köln u. a., Juni 2019.
- /BAL 19c/ Bals, C.: Quick Look Report on the OECD-ATLAS2 B5.1 Test: Counterpart Test for 1% SBLOCA at Reactor Pressure Vessel Top of LSTF with Accident Management Actions and Gas Inflow, Vorausrechnung des Versuchs QUENCH-20 mit ATHLET-CD. Hrsg.: KAERI, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-MIS-19/4, 2. August 2019.

- /BAN 12/ Band, S., Schwarz, S., Sonnenkalb, M.: Nachweis der Wirksamkeit von H<sub>2</sub>-Rekombinatoren auf der Basis ergänzender analytischer Untersuchungen mit COCOSYS für die Referenzanlage GKN-2, Bericht zum Vorhaben: "Anforderungen an den Nachweis der Wirksamkeit von H<sub>2</sub>-Rekombinatoren auf der Basis ergänzender analytischer Untersuchungen". GRS-A-, Bd. 3652, 183 S.: Köln, März 2012.
- /BES 94/ Bestele, J.: Nachrechnung des Versuchs CORA-W2 mit dem Programm ATHLET-CD. GRS, Technische Notiz, TN-BES-94/2, Juli 1994.
- /BIA 03/ Bianchi, F., Meloni, P., Ferri, R., Achilli, A.: In-Pool Energy Removal System for Emergency Operation: Experiment and Analytical Assessment. In: Ravnik, M. (Hrsg.): Proceedings / International Conference Nuclear Energy for New Europe 2003. European Nuclear Society (ENS), International Conference Nuclear Energy for New Europe (NENE), NENE 2003, Portorož, Slovenia, 8. - 11. September 2003, S. 308, ISBN 961-6207-21-0, Nuclear Society of Slovenia: Ljubljana, 2003.
- /BIA 07/ Biard, B., et al.: FPT3 Preliminary Report. IRSN, PHEBUS-FP document, IP/06/559, 2007.
- /BUC 19a/ Buchholz, S.: Nachrechnungen PERSEO Test 7 Part 1 und Part 2, TN-BUS-19/01. Technische Notiz, TN-BUS-19/01, Februar 2019.
- /BUC 19b/ Buchholz, S.: Nachrechnungen ATLAS B3.2. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-BUS-19/02: Garching b. München, März 2019.
- /CEU 17/ Ceuca, S. C.: Herb, J, Schöffel, P. J., Hollands, T., Austregesilo, H., Hristov, H. V.: CFD and system analysis code investigations of the multidimensional flow mixing phenomena in the reactor pressure vessel. In: ANS (Hrsg.): ICAPP 2017. Fukui and Kyoto, Japan, 24. - 28. April 2017, 2017.
- /CHA 04/ Chapelot, P., Grégoire, A. C., Grégoire, G.: PHÉBUS FP - FPT4 Final Report. IRSN, IRSN/DPAM, IP/04/553, Februar 2004.

- /CHO 18/ Cho, S., et al.: Test Report on the OECD-ATLAS2 B2.1 Test: Simulation of a Prolonged Station Blackout (SBO) Transient with Hybrid-SITs of ATLAS. KAERI, OECD-ATLAS2-QLR, 18-02, Dezember 2018.
- /CLÉ 03/ Clément, B., Hanniet-Girault, N., Repetto, G., Jacquemain, D., Jones, A., Kissane, M., Hardt, P. von der: LWR severe accident simulation: synthesis of the results and interpretations of the first Phebus FP experiment FPT0. Nuclear Engineering and Design, Bd. 226, Nr. 1, S. 5–82, DOI 10.1016/S0029-5493(03)00157-2, 2003.
- /COU 09/ Cousin, F.: ASTEC V2 SOPHAEROS module: Theoretical manual (draft). Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (IRSN), ASTEC-V2/DOC/09-09, 2009.
- /CRO 18/ Cron, D. von der: ATHLET-Nachrechnung von OECD-ATLAS2 Test B3.1 Run 2, Restricted. Technische Notiz, TN-VDC-18/01, November 2018.
- /DEN 17/ Dennhardt, L.: Versuch PKL III H1.1 - 1% kaltseitiges Leck, Ausfall der HD-Einspeisung, sekundärseitiges Abfahren mit 200 K/h, kein Stickstoff-Eintrag (ROSA/LSTF Counterpart-Versuch). AREVA GmbH (AREVA), PTCTP-G, 2016/de/0016: Erlangen, Februar 2017.
- /FER 02/ Ferri, R., Achilli, A., Gandolfi, S.: PERSEO PROJECT Experimental Data Report, SIET 01 014 RP 02. SIET, 20. Dezember 2002.
- /FIR 94/ Firnhaber, M.: Specification of the International Standard Problem ISP 36: CORA-W2 Experiment on Severe Fuel Damage. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Februar 1994.
- /FIR 96/ Firnhaber, M., Yegorova, S., Brockmeier, U., Hagen, S., Hofmann, P., Trambauer, K.: CORA-W2-experiment on severe fuel damage for a Russian type PWR, OECD/NEA-CSNI international standard problem ISP 36 ; comparison report. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), NEA/CSNI/R, Bd. 95,20, NEA CSNI R 95 20, 149 S., ISBN 3-923875-81-9, Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH: Köln, München, 1996.

- /FRE 17/ Freixa, J., et al.: Benchmark activity on OECD/NEA PKL-4 project Test i2.2 (run 3): Intermediate Break LOCA. Universitat Politècnica de Catalunya, Dezember 2017.
- /FRE 18/ Freixa, J.: Benchmark activity on PKL IBLOCA Test. In: OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): Simulation of the PKL Benchmark Test i2.2 Run 3 with the code ATHLET Joint PKL-ATLAS Workshop on Analytical Activities related to OECD PKL-4 and ATLAS-2 Projects. Joint PKL-ATLAS Workshop on Analytical Activities related to OECD PKL-4 and ATLAS-2 Projects, Barcelona, 7. - 9. November 2018, 2018.
- /GOR 94/ Goryachev, A. V., et al.: Status of Post-test Examination of VVER Fuel Rod Bundle CORA-W2. Research Institute of Atomic Reactors, August 1994.
- /GRS 16/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS): ATHLET-CD Mod 3.1 Cycle A – Code Documentation, Vol. 1: User's Manual; Vol. 2: Programmer's Manual. GRS-P, Nr. 4: Köln, März 2016.
- /HAG 94a/ Hagen, S., Hofmann, P., Noack, V., Schanz, G., Schumacher, G., Sepold, L.: Behavior of a VVER-1000 fuel element with boron carbide/steel absorber tested under severe fuel damage conditions in the CORA facility. (Results of experiment CORA-W2). DOI 10.5445/IR/270036514, Karlsruhe, 1994.
- /HAG 94b/ Hagen, S., et al.: Dry Core BWR Test CORA-33: Test Results. Kernforschungszentrum Karlsruhe (FZK), KfK, Nr. 5261: Karlsruhe, Dezember 1994.
- /HER 13/ Herb, J.: CFD simulations of the PKL-ROCOM experiments with ANSYS CFX. In: NURETH-15, Pisa, Italy, 12-17 Mai, 2013.
- /HER 16/ Herb, J., Chiriac, F.: One- and Two-Phase Coupling of OpenFOAM with the thermal hydraulic code ATHLET for nuclear safety analyses. Präsentation, 11th OpenFOAM Workshop 2016: Guimaraes, 26. Juni 2016.

- /HER 19/ Herb, J.: Coupled OpenFOAM-ATHLET simulations of the primary circuit of a liquid sodium cooled reactor. In: Universität Duisburg Essen (UDE): 14th OpenFOAM® Workshop. Duisburg, Germany, 2019.
- /HOF 94/ Hofmann, P., et al.: Post-test SEM-EDX Examination Results of the VVER-1000 Fuel Rod Bundle CORA-W2. Kernforschungszentrum Karlsruhe: Karlsruhe, August 1994.
- /HOL 16/ Hollands, T., Austregesilo, H., Bals, C., Buchholz, S., Ceuca, C. S., Hristov, H., Langenfeld, A., Pandazis, P., Palazzo, S., Preuß, J., Tiborcz, L., Weber, S.: Validierung von Rechenprogrammen zur Simulation des Reaktorkühlkreislaufs unter Stör- und Unfallbedingungen. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-404, 641 S., 2016.
- /HOL 17/ Hollands, T.: Pre-test simulations of QUENCH-ALISA in the frame of the NUGENIA QUESA project. In: NUGENIA, SARNET (Hrsg.): 4th NUGENIA-SARNET TA2.1 Review Meeting. Puerto de la Cruz, Spanien, 2. - 3. März 2017, 2017.
- /HOL 18a/ Hollands, T., Bals, C.: Pre- and Post-Test Simulations of the ATF Experiment QUENCH-19 with AC2. In: Steinbrück, M. (Hrsg.): 24th International QUENCH Workshop. Karlsruhe Institute of Technology (KIT), Karlsruhe, Germany, 13. - 15. November 2018, DOI 10.5445/IR/1000088229, Karlsruhe, 2018.
- /HOL 18b/ Hollands, T., Stuckert, J.: Towards QUENCH-SAFEST experiment. In: Commissariat à l'Énergie Atomique et aux Énergies Alternatives (CEA) (Hrsg.): SAFEST Final Seminar on Severe Accident Experimental Research. Cadarache Castle, France, 10. - 12. Dezember 2018, 2018.
- /HOL 19/ Hollands, T., Buchholz, S., Wielenberg, A.: Validation of the AC<sup>2</sup> Codes ATHLET and ATHLET-CD. Kerntechnik, Bd. 84, Nr. 5, S. 397–405, DOI 10.3139/124.190069, 2019.
- /HRI 19/ Hristov, H. V., Herb, J.: Validierung des gekoppelten Codes ATHLET-OpenFOAM. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS)

gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-HRI-HEJ-01/19: Garching b. München, Juli 2019.

- /IGL 17/ Iglesias Moreno, A.: Implementation of an advanced numerical method for the optimization of the ATHLET-OpenFOAM coupling capabilities. Masterarbeit, 106 S., NTech, Technische Universität München (TUM), 8. November 2017.
- /ISH 83/ Ishii, M., Kataoka, I.: Similarity analysis and scaling criteria for LWRs under single-phase and two-phase natural circulation. Hrsg.: US NRC, Argonne National Laboratory (ANL), NUREG/CR-, Nr. 3267, 54 S.: Argonne, Illinois, U.S., 1983.
- /JAE 03/ Japan Atomic Energy Research Institute (JAERI): ROSA-V Large Scale Test Facility (LSTF) System Description for the Third and Fourth Simulated Fuel Assemblies, The ROSA-V Groupe, JAERI-Tech 2003-037. 491 S., März 2003.
- /KAE 17/ KAERI: OECD/NEA/CSNI Final Integration Report of OECD-ATLAS Project. OECD-ATLAS-FIR, Nr. 01, Mai 2017.
- /KAN 12/ Kang, K.-H., Kim, S., Bae, B.-U., Cho, Y.-J., Park, Y.-S., Yun, B.-J.: SEPARATE AND INTEGRAL EFFECT TESTS FOR VALIDATION OF COOLING AND OPERATIONAL PERFORMANCE OF THE APR+ PASSIVE AUXILIARY FEEDWATER SYSTEM. Nuclear Engineering and Technology, Bd. 44, Nr. 6, S. 597–610, DOI 10.5516/NET.02.2012.710, 2012.
- /KAR 17/ Karlsruher Institut für Technologie (KIT) (Hrsg.): First results of the QUENCH-ALISA bundle test. International QUENCH Workshop, Karlsruhe, 17. - 19. Oktober 2017, DOI 10.5445/IR/1000076916, Karlsruhe, 2017.
- /KAR 19/ Karlsruher Institut für Technologie (KIT): QUENCH Programme at KIT – QUENCH Test Matrix. Karlsruhe, erreichbar unter <http://quench.forschung.kit.edu/>, Stand vom Januar 2019.

- /KIM 17/ Kim, J.: Natural Circulation Characteristics Test Result for New RPV. In: 1st PRG/MB Meeting of the OECD ATLAS Phase 2 Project. Paris, 13. - 14. November 2017, 2017.
- /KLI 08/ Kliem, S., Sühnel, T., Rohde, U., Höhne, T., Prasser, H.-M., Weiss, F.-P.: Experiments at the mixing test facility ROCOM for benchmarking of CFD codes. Nuclear Engineering and Design, Bd. 238, Nr. 3, S. 566–576, DOI 10.1016/j.nucengdes.2007.02.053, 2008.
- /KLI 12/ Kliem, S., Franz, R.: OECD PKL3 Project – Description of the ROCOM Test Facility. Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf (HZDR): Dresden, Germany, Dezember 2012.
- /KLI 16/ Kliem, S., Franz, R.: OECD PKL3 Project – Final Report on the ROCOM Tests. Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf (HZDR), HZDR\FWO\, 2016\01: Dresden, Germany, April 2016.
- /KLO 15/ Kloos, M.: SUSANA 4.0 – User’s Guide and Tutorial – Software for Uncertainty and Sensitivity Analyses. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-P-, Nr. 5: Garching b. München, 2015.
- /KOS 03/ Koster, A., Matzner, H. D., Nicholsi, D. R.: PBMR design for the future. Nuclear Engineering and Design, Bd. 222, Nr. 2-3, S. 231–245, DOI 10.1016/S0029-5493(03)00029-3, 2003.
- /KOU 13/ Kouhia, V., et al.: General description of the PWR PACTEL test facility, second edition. Lappeenranta University of Technology (LUT), PAX, 2/2013: Lappeenranta, Oktober 2013.
- /LEE 17/ Lee, J. B., Bae, B.-U., Park, Y., Kim, J., Kim, Y.-S.: Description Report of the ATLAS facility and instrumentation (second revision). KAERI/TR-, 7218/2018: Daejeon, Januar 2018.
- /LER 16a/ Lerchl, G., Austregesilo, H., Ceuca, C. S., Glaeser, H., Luther, W., Schöffel, P. J.: ATHLET 3.1A Validation. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-P, 1 / Vol. 3, Rev. 4, 287 S.: Garching b. München, März 2016.

- /LER 16b/ Lerchl, G., Austregesilo, H., Schöffel, P. J., Cron, D. von der, Weyermann, F.: ATHLET 3.1A User Manual. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH, GRS-P, 1 / Vol. 1, Rev. 7, 767 S., März 2016.
- /LER 19a/ Lerchl, G., Austregesilo, H., Langenfeld, A., Schöffel, P. J., von der Cron, D., Weyermann, F.: ATHLET 3.2 User's Manual. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-P-1/Vol. 1 Rev. 8, Februar 2019.
- /LER 19b/ Lerchl, G., Austregesilo, H., Hollands, T., Schöffel, P. J., von der Cron, D.: ATHLET 3.2 Validation. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-P-1/Vol. 3 Rev. 5: Köln, Februar 2019.
- /NEA 96/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): CSNI Integral test facility validation matrix for the assessment of thermal-hydraulic codes for LWR LOCA and transients. NEA/CSNI/R(96)17, 388 S., Juli 1996.
- /NEA 15/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): Best Practice Guidelines for the Use of CFD in Nuclear Reactor Safety Application - Revision. NEA/CSNI/R(2014)11, 176 S., Februar 2015.
- /NEA 18/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA): State-of-the-Art Report on Light Water Reactor Accident-Tolerant Fuels. Nuclear Science, NEA No. 7317, 372 S., ISBN 9789264308343, DOI 10.1787/9789264308343-en, OECD Publishing: Paris, 2018.
- /NEA 21/ NEA Nuclear Development (NEA): Primary Coolant Loop Test Facility (PKL) Project. Erreichbar unter [https://www.oecd-nea.org/jcms/pl\\_25236/primary-coolant-loop-test-facility-pkl-project](https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_25236/primary-coolant-loop-test-facility-pkl-project), abgerufen am 13. November 2021.
- /NEA 22/ NEA Nuclear Development (NEA): Advanced Thermal-hydraulic Test Loop for Accident Simulation (ATLAS) Project. Hrsg.: OECD Nuclear Energy Agency (NEA), erreichbar unter [https://www.oecd-nea.org/jcms/pl\\_24812/advanced-thermal-hydraulic-test-loop-for-accident-simulation-atlas-project](https://www.oecd-nea.org/jcms/pl_24812/advanced-thermal-hydraulic-test-loop-for-accident-simulation-atlas-project), abgerufen am 11. Februar 2022.

- /OEC 16a/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): Final Integration Report of the OECD/NEA ROSA-2 Project 2009-2012. JAEA, NEA/CSNI/R, 2016/10: Japan, 2016.
- /OEC 16b/ OECD/NEA (Hrsg.): Quick-look Report on the OECD-ATLAS A4.1 Test: Counterpart Test of Cold Leg Intermediate Break (17%) Loss-of-Coolant-Accident (IBLOCA) in ATLAS - Rev. 0. KAERI, OECD-ATLAS-QLR-, Nr. 08, Dezember 2016.
- /OEC 16c/ OECD/NEA (Hrsg.): Quick-look Report on the OECD-ATLAS A5.2 Test: Counterpart Test of Cold Leg Intermediate Break (13%) Loss-of-Coolant-Accident (IBLOCA) in ATLAS - Rev. 0. KAERI, OECD-ATLAS-QLR-, Nr. 07, Dezember 2016.
- /OEC 18a/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): Simulation of the PKL Benchmark Test i2.2 Run 3 with the code ATHLET Joint PKL-ATLAS Workshop on Analytical Activities related to OECD PKL-4 and ATLAS-2 Projects. Joint PKL-ATLAS Workshop on Analytical Activities related to OECD PKL-4 and ATLAS-2 Projects, Barcelona, 7. - 9. November 2018, 2018.
- /OEC 18b/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): Pre-Test Calculation of ATLAS IBLOCA Test B3.2 with ATHLET. KAERI, 3rd PRG Meeting of the OECD/NEA ATLAS-2 Project, Daejeon, Korea, 10. - 12. Oktober 2018, 2018.
- /OEC 18c/ OECD Nuclear Energy Agency (NEA) (Hrsg.): First Results of a Post-Test Calculation of ATLAS IBLOCA Test B3.1 with ATHLET. 2nd PRG Meeting of the OECD/NEA ATLAS-2 Project, Abu Dhabi, 17. - 18. April 2018, 2018.
- /OPE 17/ The OpenFOAM Foundation Ltd: OpenFOAM version 5.0. Version version 5.0, The OpenFOAM Foundation Ltd, 2017.
- /PAP 10/ Papini, D., Cammi, A.: Modelling of Heat Transfer Phenomena for Vertical and Horizontal Configurations of In-Pool Condensers and Comparison with Experimental Findings. Science and Technology of Nuclear Installations, Bd. 2010, DOI 10.1155/2010/815754, 2010.

- /PAP 15/ Papukchiev, A., Geffray, C., Jeltsov, M., Kööp, K., Kudinov, P., Grishchenko, D.: Multiscale Analysis of Forced and Natural Convection Including Heat Transfer Phenomena in the TALL-3D Experimental Facility. In: American Nuclear Society (ANS) (Hrsg.): NURETH-16, 16th International Topical Meeting on Nuclear Reactor Thermal Hydraulics. Chicago, 2015, S. 13133, 2015.
- /PAY 10/ Payot, F., Haste, T., Biard, B., Bot-Robin, F., Devoy, J., Garnier, Y., Gullot, J., Manenc, C., March, P.: PHEBUS FP- FPT3 Final Report. Hrsg.: Institut de Radioprotection et de Sécurité Nucléaire (IRSN), DPAM/DIR-2011-206, 2010.
- /RII 10/ Riikonen, V.: Heat losses of PWR PACTEL Facility. In: Lappeenranta University of Technology (LUT) (Hrsg.): 1st Workshop of the PWR PACTEL Benchmark. Lappeenranta, 5. Oktober, 2010.
- /SCH 94/ : Microstructural Post-test Evaluation of VVER Fuel Rod Bundle CORA-W2. 12th VVER/CORA Workshop, September, 1994.
- /SCH 16a/ Schollenberger, S., et al.: OECD-PKL3 Project – Final Report. AREVA NP GmbH (AREVA), PTCTP-G, 2016/en/0004, Juli 2016.
- /SCH 16b/ Schoen, B.: Versuch PKL III H1.2 - 1% heißseitiges Leck, Ausfall der HD-Einspeisung, SDE, N2-Eintrag aus DSP - (ROSA/LSTF - PKL Counterpart-Versuch), Versuchsbericht. AREVA GmbH (AREVA), DTICTP-G, 2016/de/0015: Erlangen, Dezember 2016.
- /SCH 17/ Schollenberger, S., et al.: PKL III H – Abschlussbericht, Untersuchung von auslegungsüberschreitenden Störfällen sowie Ereignissen im Nichtleistungsbetrieb. AREVA NP GmbH (AREVA), PTCTP-G, 2016/de/0012, Juni 2017.
- /SCH 18/ Schoen, B.: PKL III 2.1: SB-LOCA with Failure of SIP and Inflow of Nitrogen (Comparison H1.2 / LSTF, Test Report, Rev. A. Framatome GmbH, Test Report, D02-ARV-01-115-282: Erlangen, Oktober 2018.

- /SCH 19/ Schollenberger, S.: PKL IIIi 2.2: Cold-leg IB-LOCA, Cold-side SI from 2 HPSI & 2 ACC, no Secondary-side Cool-down, Test Report, Rev. A. Framatome GmbH, Test Report, D02-ARV-01-113-607: Erlangen, Februar 2019.
- /SEP 95/ Sepold, L.: Posttest Examination of the VVER-1000 Fuel Rod Bundle CORA-W2. Forschungszentrum Karlsruhe (FZK), FZKA, Nr. 5570, 281 S.: Karlsruhe, Juni 1995.
- /SEP 04/ Sepold, L., Hering, W., Homann, C., Miassoedov, A., Schanz, G., Stegmaier, U., Steinbrück, M., Steiner, H., Stuckert, J.: Experimental and computational results of the QUENCH-06 test (OECD ISP-45). Forschungszentrum Karlsruhe GmbH Technik und Umwelt, FZKA-6664, Februar 2004.
- /SEP 09/ Sepold, L., Hagen, S., Hofmann, P., Schanz, G.: Behavior of BWR-type Fuel Elements with B4C/Steel Absorber Tested under Severe Fuel Damage Conditions in the CORA Facility. Forschungszentrum Karlsruhe (FZK), FZKA, Nr. 7447, 143 S.: Karlsruhe, Januar 2009.
- /STE 94/ Steinborn, J., Nikonov, S.: Voraus- und Nachrechnung des Integralexperiments PACTEL (ISP-33) mit ATHLET. GRS-A-, Nr. 2125, Mai 1994.
- /STE 03/ Steinhoff, F., Erdmann, W.: Validierung des Rechenprogrammsystems ATHLET und ATHLET-CD, Teil 2: ATHLET-CD. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-A-, Nr. 3156, 296 S., Oktober 2003.
- /STE 04/ Steinbrück, M.: Analysis of hydrogen production in QUENCH bundle tests. Forschungszentrum Karlsruhe (FZK), FZKA, Nr. 6968, DOI 10.5445/IR/270058019, Karlsruhe, Mai 2004.
- /STU 11/ Stuckert, J., Hozer, Z., Moch, J., Rössger, C., Stegmaier, U., Steinbrück, M.: Experimental results of the QUENCH-16 bundle test on air ingress, performed within the framework of the LACOMEKO project. 17th Quench Workshop 2011, KIT Karlsruhe, 22. November 2011.

- /STU 15/ Stuckert, J. E. a.: Experimental program QUENCH at KIT on core degradation during reflooding under LOCA conditions and in the early phase of a severe accident. IAEA, IAEA-TECDOC-CD, Nr. 1775, 381 S., November 2015.
- /STU 18a/ Stuckert, J., Zhang, Y.: Results of the QUENCH-ALISA Bundle Experiment on Air Ingress and AgInCd absorber behaviour. ALISA Contract Nr. 295421, Juni 2018.
- /STU 18b/ Stuckert, J., Große, M., Laier, J., Moch, J., Peters, U., Stegmaier, U., Steinbrück, M., Terrani, K. A.: First results of the bundle test QUENCH-19 with FeCrAl claddings. Hrsg.: Karlsruher Institut für Technologie (KIT), 24th International QUENCH Workshop: Karlsruhe, November 2018.
- /TAK 05/ Takeda, T., Asaka, H., Suzuki, M., Nakamura, H.: Thermal-hydraulic Responses during PWR Pressure Vessel Upper Head Small Break LOCA Based on LSTF Experiment and Analysis. In: 13th International Conference on Nuclear Engineering (ICONE-13). Beijing, 16. - 20. Mai 2005, 2005.
- /TAK 14/ Takeda, T.: Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-CL-32 - 1% Cold Leg Break LOCA with SG Depressurization and No Gas Inflow. JAEA, JAEA-Data-Code-, 2014-021: Japan, November 2014.
- /TAK 15/ Takeda, T.: Discussion on Past LSTF Tests for PKL Counterpart Testing. In: 8th PRG Meeting of the OECD/NEA PKL-3 Project. Madrid, 10. November, 2015.
- /TAK 16/ Takeda, T.: Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-HL-12 - 1% Hot Leg Break LOCA with SG Depressurization and Gas Inflow. JAEA, JAEA-Data-Code-, 2015-022, 68 S.: Ibaraki, Januar 2016.
- /TAK 17/ Takeda, T.: Discussion on Previous LSTF Tests for ATLAS Counterpart Test. In: 1st PRG/MB Meeting of the OECD ATLAS Phase 2 Project. Paris, 13. - 14. November 2017, 2017.

- /TAK 18/ Takeda, T.: Summary Data Report of ROSA/LSTF Experiment SB-PV-07 on PWR 1% Pressure Vessel Top Break LOCA with Accident Management Actions and Gas Inflow. JAEA, 70 S., März 2018.
- /TIB 17/ Tiborcz, L., Pandazis, P., Weber, S.: Simulation of a Severe Accident in a German Generic PWR with the Code System AC<sup>2</sup>. In: Holler, Tadej (Hrsg.): 26th International Conference Nuclear Energy for New Europe (NENE2017), Book of Abstracts. JSI, Bled, Slovenia, 11. - 14. September 2017, 2017.
- /TIB 18a/ Tiborcz, L., Hollands, T., Weber, S. (Hrsg.): Source Term assessment for a severe accident scenario in a generic German PWR with AC<sup>2</sup>. The 27th International Conference Nuclear Energy for New Europe (NENE 2018), Portoroz, Slovenia, 10. - 13. September 2018, 8 S., 2018.
- /TIB 18b/ Tiborcz, L., Hollands, T., Weber, S.: Source Term assessment for a severe accident scenario in a generic German PWR with AC<sup>2</sup>. In: Institut Jožef Stefan (IJS) (Hrsg.): 27th International Conference Nuclear Energy for New Europe (NENE2018), Book of Abstracts. Nuclear Energy for New Europe 2018, Portoroz, Slovenia, 10. - 13. September 2018, 2018.
- /TIB 19a/ Tiborcz, L.: Simulation des Experiments Phébus FPT-3 mit AC<sup>2</sup> inkl. Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-TIB-19/02: Garching b. München, Juni 2019.
- /TIB 19b/ Tiborcz, L.: Nachrechnung eines PBMR-Reaktors mit dem neuen Kompressor-Modell. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-TIB-19/01: Garching b. München, April 2019.
- /TIB 19c/ Tiborcz, L.: Simulation eines postulierten Unfallszenarios eines generischen deutschen DWR mit AC<sup>2</sup>. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), Technische Notiz, TN-TIB-19/03: Garching b. München, Juli 2019.
- /TOT 17/ Toti, A., Vierendeels, J., Belloni, F.: Improved numerical algorithm and experimental validation of a system thermal-hydraulic/CFD coupling method

for multi-scale transient simulations of pool-type reactors. *Annals of Nuclear Energy*, Bd. 103, S. 36–48, DOI 10.1016/j.anucene.2017.01.002, 2017.

/TRA 09/ Trambauer, K., Austregesilo, H., Bals, C., Cester, F., Deitenbeck, H., Klein-Heßling, W., Lerchl, G., Müller, C. W., Papukchiev, A., Schubert, J.-D.: Weiterentwicklung ATHLET/ATHLET-CD, Continued development of the computer code system ATHLET/ATHLET-CD. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), GRS-A-, Nr. 3461, März 2009.

/TUU 98/ Tuunanen, J., Kouhia, J., Purhonen, H., Riikonen, V., Puustinen, M., Semken, R. S., Partanen, H., Saure, I., Pylkkö, H.: General description of the PACTEL test facility. VTT, 110 S.: Espoo, 1998.

/VLA 94/ Vlasov, Y., Degaltsev, Y. G.: Experimental Results for International Standard Problem ISP-36. Kurchatov Institute, September 1994.

/WIE 19a/ Wielenberg, A., Lovasz, L., Pandazis, P., Papukchiev, A., Tiborcz, L., Schöffel, P. J., Spengler, C., Sonnenkalb, M., Schaffrath, A.: Recent improvements in the system code package AC2 2019 for the safety analysis of nuclear reactors. *Nuclear Engineering and Design*, Nr. 354, S. 110211, DOI 10.1016/j.nucengdes.2019.110211, 2019.

/WIE 19b/ Wielenberg, A., Weyermann, F., Sonnenkalb, M., Schaffrath, A. (Hrsg.): The new release AC<sup>2</sup> 2019 -Improvements and Challenges. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) gGmbH (GRS), 13th FONESYS Workshop, Lappeenranta, 11. - 12. Juni 2019, DOI 10.13140/RG.2.2.23524.83847, Unpublished, 2019.

/WIL 41/ Wilks, S. S.: Determination of Sample Sizes for Setting Tolerance Limits. *The Annals of Mathematical Statistics*, Bd. 12, Nr. 1, S. 91–96, DOI 10.1214/aoms/1177731788, 1941.

/WIL 42/ Wilks, S. S.: Statistical Prediction with Special Reference to the Problem of Tolerance Limits. *The Annals of Mathematical Statistics*, Bd. 13, Nr. 4, S. 400–409, DOI 10.1214/aoms/1177731537, 1942.

## Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1	Schematische Darstellung der modularen Struktur von ATHLET-CD /WIE 19b/.....	14
Abb. 3.1	Übersicht über die räumliche Anordnung der PKL III-Versuchsanlage /SCH 17/.....	20
Abb. 3.2	Loop-Anordnung der PKL III-Versuchsanlage /SCH 17/.....	21
Abb. 3.3	Heißer Strang der PKL III-Versuchsanlage mit DE-Ein- und -Austritt /SCH 17/.....	22
Abb. 3.4	Grundkonfiguration der Versuchsanlage ATLAS /LEE 17/.....	25
Abb. 3.5	Grundkonfiguration des Kondensationsbehälters PCCT für das passive Hilfsspeisewassersystem PAFS /KAN 12/.....	26
Abb. 3.6	Schematische Darstellung der Versuchsanlage LSTF /JAE 03/.....	30
Abb. 3.7	Die PWR-PACTEL-Versuchsanlage /KOU 13/.....	34
Abb. 3.8	PWR PACTEL: Querschnitt durch den Kern /AUS 13/.....	35
Abb. 3.9	Dampferzeuger der PWR-PACTEL-Anlage /AUS 13/.....	35
Abb. 3.10	Schematische Darstellung der Versuchsanlage PERSEO /BIA 03/.....	37
Abb. 3.11	Schemazeichnung der ROCOM-Versuchsanlage /KLI 16/.....	41
Abb. 3.12	Schnittbild des Plexiglasmodells mit den Positionen der Gittersensoren /KLI 16/.....	42
Abb. 3.13	Schematische Darstellung der CORA-Teststrecke /HAG 94a/.....	44
Abb. 3.14	Querschnitt des Testbündels /HAG 94a/.....	45
Abb. 3.15	PHÉBUS FPT: Schema der Versuchsanlage /AUS 13/.....	50
Abb. 3.16	PHÉBUS FPT: Längs- und Querschnitt des Brennstabbündels /AUS 13/.....	51
Abb. 3.17	Querschnitt der Teststrecke für den Test FPT4 /CHA 04/.....	52
Abb. 3.18	Schematische Darstellung der QUENCH-Anlage /STU 11/.....	57
Abb. 3.19	QUENCH: Querschnitt des Testbündels /STU 11/.....	58
Abb. 3.20	QUENCH: Beispiel eines Versuchsablaufs.....	58
Abb. 4.1	Modellierung der PKL-Versuchsanlage mit ATHLET.....	63

Abb. 4.2	Test H1.1: Druck im Primärkreis .....	67
Abb. 4.3	Test H1.1: Druck auf der Sekundärseite der DE-Loops 10/20.....	68
Abb. 4.4	Test H1.1: Max. Hüllrohr- und Kernaustrittstemperaturen.....	68
Abb. 4.5	Test H1.1: Wasserstand im Kernbereich.....	69
Abb. 4.6	Test H1.1: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 10 .....	69
Abb. 4.7	Test H1.1: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 20 .....	70
Abb. 4.8	Test H1.1: Wasserstand in den Druckspeichern .....	70
Abb. 4.9	Test H1.1: Kühlmitteltemperaturen am RDB-Eintritt.....	71
Abb. 4.10	Test H1.2A: Druck im Primärkreislauf .....	75
Abb. 4.11	Test H1.2A: Max. Hüllrohrtemperatur.....	76
Abb. 4.12	Test H1.2A: Wasserstand im Fallraum.....	76
Abb. 4.13	Test H1.2A: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 10.....	77
Abb. 4.14	Test H1.2B: Druck auf der Primärseite.....	77
Abb. 4.15	Test H1.2B: Druck auf der Sekundärseite .....	78
Abb. 4.16	Test H1.2B: Wasserstand im Kernbereich .....	78
Abb. 4.17	Test H1.2B: Max. Hüllrohrtemperaturen.....	79
Abb. 4.18	Test H1.2B: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 1.....	79
Abb. 4.19	Test H2.1: Wasserstand im Pumpenbogen – Loop 20 .....	80
Abb. 4.20	Test H1.2B: Kernein- und Austrittstemperaturen.....	80
Abb. 4.21	Test H1.2B: Zustand des Primärkreises nach 3.000 s .....	81
Abb. 4.22	ATHLET-Nodalisierung des Primärkreislaufs der ATLAS-Anlage.....	94
Abb. 4.23	ATHLET-Nodalisierung des Reaktordruckbehälters.....	95
Abb. 4.24	ATHLET Nodalisierung der Sekundärseite mit PAFS-Kreislauf.....	96
Abb. 4.25	Position des Lecks und der Notkühleinspeisung für die ATLAS- Versuche zu mittleren Lecks /OEC 16c/.....	99
Abb. 4.26	Druck im Primärkreis: ATLAS A4.1: 17 %-Leck .....	105
Abb. 4.27	Druck im Primärkreis: ATLAS A5.2: 13 %-Leck .....	105

Abb. 4.28	Druck im Sekundärkreis: ATLAS A4.1: 17 %-Leck.....	106
Abb. 4.29	Druck im Sekundärkreis: ATLAS A5.2: 13 %-Leck.....	106
Abb. 4.30	Integrierter Bruchmassenstrom: ATLAS A4.1: 17 %-Leck.....	107
Abb. 4.31	Integrierter Bruchmassenstrom: ATLAS A5.2: 13 %-Leck.....	107
Abb. 4.32	Maximale Hüllrohrtemperaturen: ATLAS A4.1: 17 %-Leck.....	108
Abb. 4.33	Maximale Hüllrohrtemperaturen: ATLAS A5.2: 13 %-Leck.....	108
Abb. 4.34	Druckspeichereinspeisung: ATLAS A4.1: 17 %-Leck.....	109
Abb. 4.35	Druckspeichereinspeisung: ATLAS A5.2: 13 %-Leck.....	109
Abb. 4.36	Hoch- und Niederdruckeinspeisung: ATLAS A4.1: 17 %-Leck .....	110
Abb. 4.37	Hoch- und Niederdruckeinspeisung: ATLAS A5.2: 13 %-Leck .....	110
Abb. 4.38	Fluidtemperaturen im Reaktordruckbehälter: ATLAS A4.1: 17 %-Leck ..	111
Abb. 4.39	Fluidtemperaturen im Reaktordruckbehälter: ATLAS A5.2: 13 %-Leck ..	111
Abb. 4.40	Fluidtemperaturen im Dampferzeuger DE2: ATLAS A4.1: 17 %-Leck....	112
Abb. 4.41	Fluidtemperaturen im Dampferzeuger DE2: ATLAS A5.2: 13 %-Leck....	112
Abb. 4.42	Fluidtemperaturen an den kalten Strängen – Loop 2: ATLAS A4.1: 17 %-Leck.....	113
Abb. 4.43	Fluidtemperaturen an den kalten Strängen – Loop 2: ATLAS A5.2: 13 %-Leck.....	113
Abb. 4.44	Wasserstand im Kernbereich: ATLAS A4.1: 17 %-Leck.....	114
Abb. 4.45	Wasserstand im Kernbereich: ATLAS A5.2: 13 %-Leck.....	114
Abb. 4.46	Wasserstand im Ringraum: ATLAS A4.1: 17 %-Leck.....	115
Abb. 4.47	Wasserstand im Ringraum: ATLAS A5.2: 13 %-Leck.....	115
Abb. 4.48	Wasserstand in den U-Rohren – DE2: ATLAS A4.1: 17 %-Leck.....	116
Abb. 4.49	Wasserstand in den U-Rohren – DE2: ATLAS A5.2: 13 %-Leck.....	116
Abb. 4.50	Wasserstand in den Pumpenbögen: ATLAS A4.1: 17 %-Leck .....	117
Abb. 4.51	Wasserstand in den Pumpenbögen: ATLAS A5.2: 13 %-Leck .....	117
Abb. 4.52	Druckdifferenz über den Bypass Ringraum-Deckelraum: ATLAS A4.1: 17 %-Leck .....	118

Abb. 4.53	Druckdifferenz über den Bypass Ringraum-Deckelraum: ATLAS A5.2: 13%-Leck .....	118
Abb. 4.54	Druckdifferenz über Bypass-Leitungen Ringraum – Heiße Stränge: ATLAS A4.1: 17 %-Leck .....	119
Abb. 4.55	Druckdifferenz über die Bypass-Leitungen zwischen Ringraum und heißen Strängen: ATLAS A5.2: 13 %-Leck .....	119
Abb. 4.56	Konfiguration für den Versuch B3.2 /BAE 19/ .....	129
Abb. 4.57	Nodalisierung für den Versuch ATLAS B5.1 .....	131
Abb. 4.58	ATHLET-Nodalisierung des LSTF-Druckbehälters.....	137
Abb. 4.59	ATHLET-Nodalisierung des Primär- und Sekundärkreislaufs.....	138
Abb. 4.60	LSTF SB-HL-12: Druck im Primärkreis .....	142
Abb. 4.61	LSTF SB-HL-12: Druck im Sekundärkreis.....	143
Abb. 4.62	LSTF SB-HL-12: Bruchmassenstrom.....	143
Abb. 4.63	LSTF SB-HL-12: Max. Hüllrohrtemperaturen .....	144
Abb. 4.64	LSTF SB-HL-12: Wasserstand im Kernbereich.....	144
Abb. 4.65	LSTF SB-HL-12: Druckdifferenz über den Pumpenbogen Loop B (absteigender Ast) .....	145
Abb. 4.66	LSTF SB-HL-12: Wasserstand in den Druckspeichern.....	145
Abb. 4.67	LSTF SB-HL-12: Notkühlein-speiseraten .....	146
Abb. 4.68	LSTF SB-HL-12: Primärkühlkreislauf am Ende des Versuchs.....	146
Abb. 4.69	LSTF SB-PV-07: Druck im Primärkreis .....	151
Abb. 4.70	LSTF SB-PV-07: Druck im Sekundärkreis.....	151
Abb. 4.71	LSTF SB-PV-07: Bruchmassenstrom.....	152
Abb. 4.72	LSTF SB-PV-07: Wasserstand im Kernbereich.....	152
Abb. 4.73	LSTF SB-PV-07: Max. Hüllrohrtemperaturen .....	153
Abb. 4.74	LSTF SB-PV-07: Kernaustrittstemperaturen .....	153
Abb. 4.75	LSTF SB-PV-07: Wasserstand in den Druckspeicher .....	154
Abb. 4.76	LSTF SB-PV-07: DSP-Einspeisemassenströme .....	154

Abb. 4.77	Nodalisierung der PWR-PACTEL-Anlage (Primärkreis).....	158
Abb. 4.78	Nodalisierung des Dampferzeugers (Loop 1).....	159
Abb. 4.79	PERSEO-Test 7 Part 1: Kondensatorleistung /BUC 19a/.....	163
Abb. 4.80	PERSEO-Test 7 Part 1: Druck im RDB und oberen Sammler /BUC 19a/.....	164
Abb. 4.81	PERSEO-Test 7 Part 1: Temperaturen am Kondensatoreintritt /BUC 19a/.....	164
Abb. 4.82	PERSEO-Test 7 Part 1: Temperaturen am Kondensatoraustritt /BUC 19a/.....	165
Abb. 4.83	PERSEO-Test 7 Part 1: Wärmeübertragerfüllstand /BUC 19a/ .....	165
Abb. 4.84	PERSEO-Test 7 Part 1: Poolfüllstand /BUC 19a/.....	166
Abb. 4.85	PERSEO-Test 7 Part 2: Kondensatorleistung /BUC 19a/.....	168
Abb. 4.86	PERSEO-Test 7 Part 2: Druck des RDB und oberen Sammlers /BUC 19a/.....	168
Abb. 4.87	PERSEO-Test 7 Part 2: Kondensatoraustrittstemperaturen /BUC 19a/.....	169
Abb. 4.88	PERSEO-Test 7 Part 2: Kondensatoreintrittstemperaturen /BUC 19a/...	169
Abb. 4.89	PERSEO-Test 7 Part 2: Wärmeübertragerpoolfüllstand /BUC 19a/ .....	170
Abb. 4.90	PERSEO-Test 7 Part 2: Füllstand des Overall-Pools /BUC 19a/.....	170
Abb. 4.91	PERSEO-Test 7 Part 2: Relativdruck des Wärmeübertragerpools /BUC 19a/.....	171
Abb. 4.92	PERSEO-Test 7 Part 2: Massenstrom der Poolverbindungsleitung /BUC 19a/.....	171
Abb. 4.93	ATHLET-Nodalisierung des PERSEO-Teststands /BUC 19a/.....	173
Abb. 4.94	Test 7 Part 1: Vergleich der Drücke im RDB und oberen Sammler /BUC 19a/.....	176
Abb. 4.95	Test 7 Part 1: Vergleich des Füllstands im Wärmeübertragerpool /BUC 19a/.....	176
Abb. 4.96	Test 7 Part 1: Vergleich des Massenstroms durch die Poolverbindungsleitung /BUC 19a/ .....	177
Abb. 4.97	Test 7 Part 1: Vergleich der Kondensatorleistung /BUC 19a/ .....	177

Abb. 4.98	Test 7 Part 1: Vergleich des Füllstands im Overall-Pool /BUC 19a/ .....	178
Abb. 4.99	Test 7 Part 1: Vergleich der Kondensatoreintrittstemperatur /BUC 19a/ .....	178
Abb. 4.100	Test 7 Part 1: Vergleich der Kondensatoraustrittstemperatur /BUC 19a/ .....	179
Abb. 4.101	Test 7 Part 1: Vergleich des Relativdrucks im Wärmeübertragerpool /BUC 19a/ .....	179
Abb. 4.102	Test 7 Part 1: Vergleich der Temperaturen auf 2,692 m im Overall- Pool /BUC 19a/ .....	180
Abb. 4.103	Test 7 Part 1: Vergleich der Temperaturen auf 2,495 m im Overall- Pool /BUC 19a/ .....	181
Abb. 4.104	Test 7 Part 1: Vergleich der Temperaturen auf 2,195 m im Overall- Pool /BUC 19a/ .....	181
Abb. 4.105	Test 7 Part 1: Vergleich der Temperaturen auf 1,195 m im Overall- Pool /BUC 19a/ .....	182
Abb. 4.106	Test 7 Part 2: Vergleich des Massenstroms durch die Poolverbindungsleitung /BUC 19a/ .....	184
Abb. 4.107	Test 7 Part 2: Vergleich des Füllstands im Wärmeübertragerpool /BUC 19a/ .....	185
Abb. 4.108	Test 7 Part 2: Vergleich des Füllstands im Overall-Pool /BUC 19a/ .....	185
Abb. 4.109	Test 7 Part 2: Vergleich der Relativdrucks im Wärmeübertragerpool /BUC 19a/ .....	186
Abb. 4.110	Test 7 Part 2: Vergleich der Drücke an Ein- und Austritt der Poolverbindungsleitung /BUC 19a/ .....	186
Abb. 4.111	Test 7 Part 2: Vergleich der Kondensatorleistung /BUC 19a/ .....	187
Abb. 4.112	Test 7 Part 2: Vergleich der Kondensatoreintrittstemperatur /BUC 19a/ .....	187
Abb. 4.113	Test 7 Part 2: Vergleich der Kondensatoraustrittstemperatur /BUC 19a/ .....	188
Abb. 4.114	Test 7 Part 2: Vergleich der Temperaturen auf 2,692 m im Overall- Pool /BUC 19a/ .....	188
Abb. 4.115	Test 7 Part 2: Vergleich der Temperaturen auf 2,495 m im Overall- Pool /BUC 19a/ .....	189

Abb. 4.116	Test 7 Part 2: Vergleich der Temperaturen auf 2,195 m im Overall-Pool /BUC 19a/ .....	189
Abb. 4.117	Test 7 Part 2: Vergleich der Temperaturen auf 1,195 m im Overall-Pool /BUC 19a/ .....	190
Abb. 4.118	Test 7 Part 2: Vergleich der Drücke im RDB und oberen Sammler /BUC 19a/ .....	190
Abb. 4.119	ATHLET-Nodalisierung des ROCOM-RDBs .....	193
Abb. 4.120	ROCOM-Versuchsstand – Isometrie .....	194
Abb. 4.121	Kopplungsarchitektur ATHLET-OpenFOAM-Solver /HER 19/ .....	197
Abb. 4.122	Vergleich der Anzahl der äußeren Iterationsschleifen für zwei Kopplungsmethoden während der ersten Sekunde der Simulation des ROCOM-Tests T1.1 – Berechnungen /HRI 19/ .....	200
Abb. 4.123	Vergleich der Anzahl der äußeren Iterationsschleifen für zwei Kopplungsmethoden für ROCOM-Test T1.1 – Berechnungen /HRI 19/ .....	201
Abb. 4.124	Vergleich der Residuen der Kopplungsmethoden während der Simulation des ROCOM-Tests T1.1 /HRI 19/ .....	202
Abb. 4.125	Mixing-Skalar am äußeren Ringraum-WMS: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/ .....	205
Abb. 4.126	Mixing-Skalar am äußeren Ringraum-WMS: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/ .....	206
Abb. 4.127	Mixing-Skalar am Kerneintritt-WMS: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/ .....	207
Abb. 4.128	Nicht-gemittelte Mixing-Skalare im kalten Strang 3 bei WMS L33: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/ .....	209
Abb. 4.129	Nicht-gemittelte Mixing-Skalare im Ringraum: ROCOM-Test T1.1 /HRI 19/ .....	210
Abb. 4.130	Mixing-Skalar am äußeren Ringraum-WMS: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/ .....	211
Abb. 4.131	Mixing-Skalar im kalten Strang 3 bei WMS L33: (a) ROCOM-Test T1.1, (b) ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/ .....	212
Abb. 4.132	Mixing-Skalar am äußeren Ringraum WMS: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/ .....	213
Abb. 4.133	Mixing-Skalar am Kerneintritt WMS: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/ .....	214

Abb. 4.134	Nicht-gemittelte Mixing-Skalare im kalten Strang 3 bei WMS L33: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/.....	215
Abb. 4.135	Nicht-gemittelte Mixing-Skalare im Ringraum: ROCOM-Test T1.2 /HRI 19/ .....	216
Abb. 4.136	Zeitlicher Verlauf der ECC-Verteilung im ROCOM-RDB /HRI 19/ .....	217
Abb. 4.137	Schematische Darstellung des PBMRs /KOS 03/ .....	225
Abb. 4.138	Schematische Darstellung des Kerns im ATHLET-Modell /TIB 19b/ .....	226
Abb. 4.139	Nodalisierung des Kühlkreislaufs im PBMR-ATHLET-Modell /TIB 19b/.....	227
Abb. 4.140	Vereinfachung des Kühlkreislaufs /TIB 19b/.....	227
Abb. 4.141	Temperaturkurven im Kern /TIB 19b/ .....	229
Abb. 4.142	Druckverlauf im Kern /TIB 19b/ .....	230
Abb. 4.143	Schematische Darstellung des simulierten Zustands /TIB 19b/.....	231
Abb. 4.144	Temperatur- und Druckverhältnisse im Kreislauf /TIB 19b/ .....	231
Abb. 4.145	Druckdifferenz des Kompressors in der Simulation (rot = NDC, grün = HDC) /TIB 19b/ .....	232
Abb. 4.146	Druckverhältnis über den Kompressor in der Simulation (rot = NDC, grün = HDC) /TIB 19b/ .....	233
Abb. 4.147	Leistung des Kompressors in der Simulation (rot = NDC, grün = HDC) /TIB 19b/ .....	233
Abb. 4.148	Wirkungsgrad des Kompressors in der Simulation (rot = NDC, grün = HDC) /TIB 19b/ .....	234
Abb. 5.1	Nodalisierung des QUENCH-Testbehälters für ATHLET-CD /BAL 19a/.....	240
Abb. 5.2	Abbildung des Stabbündels für die Simulation mit ATHLET-CD /BAL 19a/.....	241
Abb. 5.3	Bündelleistung /BAL 19a/.....	244
Abb. 5.4	Einspeisemassenströme für Dampf, Luft, Argon und Quenchwasser /BAL 19a/.....	246
Abb. 5.5	Temperatur der Dampf- und Argon-Einspeisung /BAL 19a/ .....	248
Abb. 5.6	Reaktionsraten der Dampfoxidation /BAL 19a/ .....	250

Abb. 5.7	Reaktionsraten der Luftoxidation /BAL 19a/ .....	250
Abb. 5.8	Reaktionsraten der Nitridbildung /BAL 19a/ .....	252
Abb. 5.9	Ergebnisse für die Hüllrohrtemperaturen der Simulation (6) der Vorausrechnung (Quenchbeginn bei $t = 11.100$ s) /BAL 19a/ .....	254
Abb. 5.10	Ergebnisse für den Sauerstoffverbrauch der Simulation (6) der Vorausrechnung (Quenchbeginn bei $t = 11.100$ s) /BAL 19a/ .....	254
Abb. 5.11	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 150 mm Höhe /BAL 19a/ .....	259
Abb. 5.12	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 350 mm Höhe /BAL 19a/ .....	260
Abb. 5.13	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 550 mm Höhe /BAL 19a/ .....	260
Abb. 5.14	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 650 mm Höhe /BAL 19a/ .....	261
Abb. 5.15	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 750 mm Höhe /BAL 19a/ .....	261
Abb. 5.16	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 950 mm Höhe /BAL 19a/ .....	262
Abb. 5.17	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 1.150 mm Höhe /BAL 19a/.....	262
Abb. 5.18	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 1.350 mm Höhe /BAL 19a/.....	263
Abb. 5.19	Vergleich der Shroud-Temperaturen (außen) in 550 mm Höhe /BAL 19a/.....	263
Abb. 5.20	Vergleich der Shroud-Temperaturen (außen) in 750 mm Höhe /BAL 19a/.....	264
Abb. 5.21	Vergleich der Shroud-Temperaturen (außen) in 950 mm Höhe /BAL 19a/.....	264
Abb. 5.22	Oxidschichtdickenwachstum (äußere Oxidschichtdicke) /BAL 19a/ .....	265
Abb. 5.23	Oxidschichtdickenwachstum (innere Oxidschichtdicke) /BAL 19a/ .....	266
Abb. 5.24	Äußere Oxidschichtdicken der Eckstäbe D und H aus metallographischer Untersuchung nach dem Test /STU 18a/ .....	267
Abb. 5.25	Erscheinungsbild des Bündels nach dem Test aus 4 Winkelpositionen (ohne den obersten Abschnitt) /STU 18a/.....	268
Abb. 5.26	Nitridschichtdickenwachstum /BAL 19a/ .....	269
Abb. 5.27	Vergleich der Wasserstoff-Erzeugungsrate /BAL 19a/ .....	271
Abb. 5.28	Vergleich der integralen Wasserstoff-Erzeugung /BAL 19a/.....	272
Abb. 5.29	Vergleich der Sauerstoff-Ausströmung am Bündelausgang /BAL 19a/...	272

Abb. 5.30	Vergleich der Stickstoff-Ausströmung am Bündelausgang /BAL 19a/ ....	273
Abb. 5.31	Vergleich der Dampf-Ausströmung am Bündelausgang /BAL 19a/ .....	273
Abb. 5.32	Dampf-Austrocknung im Bündel /BAL 19a/ .....	274
Abb. 5.33	Verlauf des QUENCH-19-Tests /STU 18b/ .....	276
Abb. 5.34	Vergleich der Dampf- und Argon-Einströmraten für QUENCH-15 und QUENCH-19 /STU 18b/ .....	277
Abb. 5.35	Vergleich der Oxidationsraten von Zr und FeCrAl .....	283
Abb. 5.36	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 250 mm Höhe /HOL 18a/ .....	285
Abb. 5.37	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 550 mm Höhe /HOL 18a/ .....	285
Abb. 5.38	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 850 mm Höhe /HOL 18a/ .....	286
Abb. 5.39	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 950 mm Höhe /HOL 18a/ .....	286
Abb. 5.40	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 1.050 mm Höhe /HOL 18a/ .....	287
Abb. 5.41	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen in 1.350 mm Höhe /HOL 18a/ .....	287
Abb. 5.42	Vergleich der Wasserstoff-Erzeugungsrate /HOL 18a/ .....	288
Abb. 5.43	Vergleich der integralen Wasserstoff-Erzeugung /HOL 18a/ .....	289
Abb. 5.44	Abbildung eines $\frac{1}{4}$ -Brennelements des SWR in der QUENCH- Versuchsanlage /HOL 18b/ .....	293
Abb. 5.45	Querschnitt des Testbündels für QUENCH-20 /HOL 18b/ .....	294
Abb. 5.46	Bestandteile des Testbündels für QUENCH-20 /HOL 18b/ .....	295
Abb. 5.47	Szenario für den QUENCH-20-Test /HOL 18b/ .....	296
Abb. 5.48	Vorschlag für Leistungsprofil /BAL 19c/ .....	300
Abb. 5.49	Vorschlag für Verlauf der Einströmraten für Dampf, Argon und Quenchwasser /BAL 19c/ .....	301
Abb. 5.50	Verlauf der Hüllrohr-Temperaturen der Heizstäbe /BAL 19c/ .....	303
Abb. 5.51	Vergleich der Hüllrohr-Temperaturen der Heizstäbe (Quenchphase) /BAL 19c/ .....	304
Abb. 5.52	Oxidschichtdicken der Heizstab-Hüllrohre /BAL 19c/ .....	304
Abb. 5.53	Absorber-Temperaturen /BAL 19c/ .....	305

Abb. 5.54	Absorber-Temperaturen (Quenchphase) /BAL 19c/.....	306
Abb. 5.55	Kanisterwand-Temperaturen /BAL 19c/ .....	306
Abb. 5.56	Kanisterwand-Temperaturen (Quenchphase) /BAL 19c/.....	307
Abb. 5.57	Wasserstoff-Erzeugungsrate /BAL 19c/ .....	308
Abb. 5.58	Integrale Wasserstoff-Erzeugung /BAL 19c/ .....	308
Abb. 5.59	Massen der B <sub>4</sub> C-Oxidation /BAL 19c/ .....	309
Abb. 5.60	Parametervariation FAREA = 4: integrale Wasserstoff-Erzeugung /BAL 19c/.....	310
Abb. 5.61	Parametervariation FAREA = 4: Massen der B <sub>4</sub> C-Oxidation /BAL 19c/.....	311
Abb. 5.62	Nodalisierung der CORA-W2-Teststrecke /BAL 17b/.....	317
Abb. 5.63	Heizleistung des Bündels /BAL 17b/ .....	319
Abb. 5.64	Massenstrom der Argon-Strömung /BAL 17b/.....	320
Abb. 5.65	Massenstrom der Dampf-Einströmung /BAL 17b/ .....	320
Abb. 5.66	Temperatur der Dampf- und Argoneinspeisung /BAL 17b/.....	321
Abb. 5.67	Temperaturen der Brennstäbe in 350 mm Höhe /BAL 17b/ .....	323
Abb. 5.68	Temperaturen der Brennstäbe in 550 mm Höhe /BAL 17b/.....	324
Abb. 5.69	Temperaturen der Brennstäbe in 750 mm Höhe /BAL 17b/.....	324
Abb. 5.70	Temperaturen der Brennstäbe in 850 mm Höhe /BAL 17b/.....	325
Abb. 5.71	Temperaturen der Brennstäbe in 950 mm Höhe /BAL 17b/.....	325
Abb. 5.72	Temperatur des Shroud in 350 mm Höhe /BAL 17b/.....	326
Abb. 5.73	Temperatur des Shroud in 550 mm Höhe /BAL 17b/.....	327
Abb. 5.74	Temperatur des Shroud in 850 mm Höhe /BAL 17b/.....	327
Abb. 5.75	Temperatur der Shroudisolierung in 850 mm Höhe /BAL 17b/ .....	328
Abb. 5.76	Temperatur des Hitzeschildes in 850 mm Höhe /BAL 17b/ .....	328
Abb. 5.77	Temperatur des Absorberstabes in 600 mm Höhe /BAL 17b/ .....	329
Abb. 5.78	Temperatur des Absorberstabes in 800 mm Höhe /BAL 17b/ .....	330
Abb. 5.79	Rate der Wasserstofferzeugung /BAL 17b/.....	332

Abb. 5.80	Integrale Wasserstofferzeugung /BAL 17b/.....	333
Abb. 5.81	Axiale Verteilung der Oxidschichtdicken der Hüllrohre /BAL 17b/ .....	333
Abb. 5.82	Axiale Verteilung der Oxidschichtdicken für den Shroud /BAL 17b/ .....	334
Abb. 5.83	Axiale Verteilung des Absorbermaterials B <sub>4</sub> C /BAL 17b/.....	335
Abb. 5.84	Axiale Materialverteilung des Bündels /BAL 17b/.....	336
Abb. 6.1	Ablauf des Versuchs FPT3 /PAY 10/ /BIA 07/.....	341
Abb. 6.2	Nodalisierung der Versuchsanlage Phébus /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	342
Abb. 6.3	Einteilung der Kernkanäle /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	343
Abb. 6.4	Nodalisierung im Bündelbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	344
Abb. 6.5	Bündelleistung /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	348
Abb. 6.6	Temperaturen in 200 mm und 300 mm Höhe /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	349
Abb. 6.7	Temperaturen in 400 mm und 500 mm Höhe /TIB 19a/ .....	349
Abb. 6.8	Temperaturen in 600 mm und 700 mm Höhe /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	350
Abb. 6.9	Hüllrohrtemperaturen in verschiedenen Höhen /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	351
Abb. 6.10	Integrierte Wasserstofferzeugung /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	352
Abb. 6.11	Entstehung der Schmelze /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	353
Abb. 6.12	Zustand des Kerns um ca. 17.370 s /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	354
Abb. 6.13	Iod-Freisetzung aus dem Kernbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	356
Abb. 6.14	Cäsium-Freisetzung aus dem Kernbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	356
Abb. 6.15	Xenon-Freisetzung aus dem Kernbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	357
Abb. 6.16	Tellur-Freisetzung aus dem Kernbereich /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	357
Abb. 6.17	Cäsium-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	358
Abb. 6.18	Iod-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	359
Abb. 6.19	Silber-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	359
Abb. 6.20	Molybdän-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	360
Abb. 6.21	Tellur-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	360
Abb. 6.22	Xenon-Freisetzung aus dem Kühlkreislauf /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	361

Abb. 6.23	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des ersten Hüllrohrversagens /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	378
Abb. 6.24	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der ersten Steuerstabversagens /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	379
Abb. 6.25	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des Beginns der metallischen Verlagerung /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	380
Abb. 6.26	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des Beginns der keramischen Verlagerung /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	381
Abb. 6.27	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der gesamten Schmelzmasse /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	382
Abb. 6.28	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Wasserstofferzeugung /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	383
Abb. 6.29	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse des Anteils des oxidierten B <sub>4</sub> C /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	384
Abb. 6.30	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Xenon- Freisetzung aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	385
Abb. 6.31	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Iod-Freisetzung aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	386
Abb. 6.32	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Cäsium- Freisetzung aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	387
Abb. 6.33	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Uran- Freisetzung aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	388
Abb. 6.34	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen Iod-Freisetzung ins Containment /TIB 19a/ .....	389
Abb. 6.35	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der relativen gasförmigen Iod-Freisetzung ins Containment /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	390
Abb. 6.36	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Brennstofftemperatur auf einer Höhe von 300 mm /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	397
Abb. 6.37	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Brennstofftemperatur auf einer Höhe von 500 mm /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	398
Abb. 6.38	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Bündelumfassungstemperatur auf einer Höhe von 300 mm /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	399

Abb. 6.39	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Bündelumfassungstemperatur auf einer Höhe von 500 mm /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	400
Abb. 6.40	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Wasserstofferzeugung /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	401
Abb. 6.41	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der CO-Produktion /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	402
Abb. 6.42	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Freisetzung von Iod aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	403
Abb. 6.43	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Freisetzung von Cäsium aus dem Kern /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	404
Abb. 6.44	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Freisetzung von Iod ins Containment /TIB 19a/, /TIB 19b/.....	405
Abb. 6.45	Unsicherheits- und Sensitivitätsanalyse der Freisetzung von Cäsium ins Containment /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	406
Abb. 7.1	Grundkonfiguration eines generischen deutschen DWR /TIB 17/.....	410
Abb. 7.2	Nodalisierung des Primärkreislaufs des generischen DWR /TIB 17/.....	412
Abb. 7.3	Nodalisierung des Containments des generischen DWR /BAN 12/.....	413
Abb. 7.4	Unterstellte Kernleistung im generischen DWR /TIB 19c/ .....	415
Abb. 7.5	Ausströmung /TIB 17/ .....	416
Abb. 7.6	Druckverlauf während des Unfallszenarios /TIB 17/.....	416
Abb. 7.7	Temperaturen in ROD1 /TIB 17/ .....	418
Abb. 7.8	Temperaturen in ROD4 /TIB 19c/ .....	418
Abb. 7.9	Schmelze- und Krustenmassen /TIB 17/.....	419
Abb. 7.10	Zeitlicher Verlauf des Schmelzprozesses /TIB 17/ .....	421
Abb. 7.11	Cäsium-Bilanz in der Simulation /TIB 17/.....	424
Abb. 7.12	Iod-Bilanz in der Simulation /TIB 17/.....	424
Abb. 7.12	Settling im Kühlkreislauf /TIB 17/ .....	425
Abb. 7.13	Wasserstofferzeugung /TIB 17/.....	426

Abb. 7.14	Temperaturen im Containment um 515 s (a) und Wasserstoffkonzentration im Containment um 5.500 s (b) /TIB 17/.....	427
Abb. 7.15	Schematische Darstellung einiger Phänomene /TIB 18a/ .....	430
Abb. 7.16	Cäsium-, Molybdän- und Tellurbilanz in der Simulation /TIB 18a/ .....	432
Abb. 7.17	Iodbilanz in der Simulation /TIB 18b/.....	433
Abb. 7.18	Strontium- und Rutheniumbilanz in der Simulation /TIB 18a/ .....	434
Abb. 7.19	Plutonium- und Uranbilanz in der Simulation /TIB 18a/ .....	434
Abb. 7.20	Zurückhalten von Iod (SAFT) /TIB 18a/.....	435
Abb. 7.21	Zurückhalten von Cäsium (SAFT) /TIB 18b/.....	436
Abb. 7.22	Ablagerung im Kühlkreislauf: SOPHAEROS /TIB 18a/.....	437
Abb. 7.23	Ablagerungsphänomene /TIB 18a/ .....	438



## Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1	Wesentliche Merkmale der LSTF-Anlage /AUS 13/.....	29
Tab. 3.2	Charakteristische Größen der PWR-PACTEL-Anlage /AUS 13/.....	33
Tab. 3.3	Wesentliche Merkmale der PERSEO /BUC 19a/.....	37
Tab. 3.4	PHÉBUS FPT /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	49
Tab. 3.5	QUENCH-Versuchsmatrix /KAR 19/.....	55
Tab. 4.1	Skalierungsfaktoren zwischen LSTF und ATLAS /OEC 16c/.....	99
Tab. 4.2	ATLAS-Test A4.1 – Vergleich zwischen gemessenen und berechneten Anfangsbedingungen .....	103
Tab. 4.3	Chronologie der Ereignisse beim ATLAS-Test A4.1.....	103
Tab. 4.4	Chronologie der Ereignisse beim ATLAS-Test A5.2.....	104
Tab. 4.5	Chronologie der Ereignisse beim LSTF-Test SB-HL-12.....	142
Tab. 4.6	Chronologie der Ereignisse beim LSTF-Test SB-PV-07.....	150
Tab. 4.7	Start- und Randbedingungen Test 7 Part 1 /BUC 19a/ .....	162
Tab. 4.8	Start- und Randbedingungen PERSEO-Test 7 Part 2 /BUC 19a/.....	167
Tab. 4.9	Massenströme an den Gitterschnittstellen .....	196
Tab. 4.10	Simulationsleistung /HRI 19/.....	199
Tab. 4.11	Parameter der Beispielkompressoren /TIB 19b/.....	220
Tab. 4.12	Einfluss der Eintrittstemperatur /TIB 19b/.....	222
Tab. 4.13	Einfluss des Systemdrucks vor dem Kompressor /TIB 19b/ .....	222
Tab. 4.14	Einfluss des Massenstroms /TIB 19b/.....	223
Tab. 4.15	Einfluss der Drehzahl /TIB 19b/ .....	224
Tab. 4.16	Kompressordaten /TIB 19b/ .....	232
Tab. 5.1	Verwendete Optionen der Voraus- und Nachrechnung /BAL 19a/ .....	251
Tab. 5.2	Parametervariationen und Ergebnisse der Vorausrechnung zu QUENCH-18 /BAL 19a/ .....	255
Tab. 5.3	Vergleich der Daten zum Hüllrohrversagen /BAL 19a/ .....	259

Tab. 5.4	Vergleich des integralen Luftverbrauchs bzw. der Wasserstoff- Erzeugung /BAL 19a/.....	270
Tab. 5.5	Verwendete Materialeigenschaften für FeCrAl und Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> /BAL 19b/ .....	281
Tab. 5.6	Geänderte Randbedingungen für QUENCH-19 gegenüber QUENCH-15.....	290
Tab. 5.7	Wichtige Parameter für die Modellierung der SWR-Absorberoxidation /BAL 19c/ .....	299
Tab. 5.8	Vorgeschlagene Randbedingungen der Versuchsführung QUENCH- 20 /BAL 19c/ .....	301
Tab. 6.1	Standardwerte von wesentlichen Eingabeparametern /TIB 19a/ /TIB 19b/.....	345
Tab. 6.2	Zeitverlauf der wesentlichen Ereignisse im Versuch FPT3 /TIB 19a/ /TIB 19b/.....	347
Tab. 6.3	Spaltproduktfreisetzung in Experiment und Simulation /TIB 19a/ /TIB 19b/.....	355
Tab. 6.4	Unsichere Eingabeparameter zur Nachrechnung des PHÉBUS- FPT3-Versuchs /TIB 19a/, /TIB 19b/ .....	365
Tab. 7.1	Nominale Werte des Reaktors /TIB 17/.....	410
Tab. 7.2	Zeitpunkte wichtiger Ereignisse /TIB 17/ .....	414
Tab. 7.3	Freisetzung aus dem Kern und Freisetzung ins Containment /TIB 19c/ .....	423
Tab. 7.4	Berücksichtigte Phänomene /TIB 18a/ .....	429
Tab. 9.1	Validierungsrechnungen ATHLET/ATHLET-CD.....	442

## Abkürzungen

ADS	Accelerator-Driven System (z. B. für Transmutationsreaktor)
AIDA	ATHLET-CD-Modul zur Simulation des unteren Plenums bei Unfällen
AM	Accident Management (Notfallschutz)
APR	Advanced Power Reactor
ASTEC	Accident Source Term Evaluation Code von IRSN
ATHLET	Analyse der Thermohydraulik von Lecks und Transienten (GRS)
ATHLET-CD	ATHLET für Unfälle mit Kernzerstörung (Core Degradation)
ATLAS	1. Interaktive Visualisierungssoftware der GRS für AC <sup>2</sup> 2. koreanische Versuchsanlage
BE	Brennelement
BMBF	Bundesministerium für Bildung und Forschung
BMWi	Bundesministerium für Wirtschaft und Technologie
CEA	Commissariat à l'Energie Atomique et aux Energies Alternatives
CFD	Computational Fluid Dynamics
CDR1D	1D-Modell für kritische Bruchmassenströme in ATHLET
COCOSYS	Containment Code System (GRS)
CORA	Bündel-Versuchsstand (Forschungszentrum Karlsruhe)
CSNI	Committee on the Safety of Nuclear Installations
CV	Control Volume
CW	Control Word (im ATHLET Eingabedatensatz)
DE	Dampferzeuger
DH	Druckhalter
DSP	Druckspeicher
DVI	Direct Vessel Injection
DWR	Druckwasserreaktor
ECORE	Brennstabmodul zur Simulation der Kernzerstörung in ATHLET-CD
EDF	Electricité de France (Frankreich)
FDU	Frischdampfumleitstation

FEBE	Forward Euler Backward Euler
FIPISO	ATHLET-CD-Modul zur Simulation des transienten Nuklidinventars
FIPREM	Spaltprodukt- und Aerosolfreisetzungsmodul in ATHLET-CD
FP	Fission Product
FPT	Fission Product Test
FZK	Forschungszentrum Karlsruhe (vormals KfK)
GCSM	General Control and Simulation Module in ATHLET
HCO	Wärmeleitobjekt in ATHLET
HCV	Wärmeleitstruktur, Teilvolumen eines HCO
HD	Hochdruck
HECU	Wärmeleit-Modul in ATHLET
HKMP	Hauptkühlmittelpumpe
HTC	Heat Transfer Coefficient (Wärmeübergangskoeffizient)
HZDR	Helmholtz-Zentrum Dresden-Rossendorf (vormals FZD)
IBLOCA	Intermediate Break LOCA (Kühlmittelverluststörfall durch mittlere Lecks)
IBRAE	Nuclear Safety Institute of the Russian Academy of Sciences (IBRAE RAN)
IKE	Institut für Kernenergetik und Energiesysteme, Stuttgart
IRSN	Institut de Radioprotection et de Sûreté Nucléaire (Frankreich)
JAEA	Japan Atomic Energy Agency
JAERI	Japan Atomic Energy Research Institute
KAERI	Korea Atomic Energy Research Institute
KfK	Kernforschungszentrum Karlsruhe
KIT	Karlsruher Institut für Technologie (vormals FZK)
LEI	Lithuanian Energy Institute
LIVE	Versuchsstand zur Untersuchung von Schmelze im unteren Plenum (Karlsruher Institut für Technologie)
LOCA	Loss of Coolant Accident (Kühlmittelverluststörfall)
LPP	Low Pressurizer Pressure
LSC	Loop Seal Clearance (Freiblasen der Pumpenbögen)

LSTF	Large Scale Test Facility – Integrale Versuchsanlage (Japan)
MAAP5	Modular Accident Analysis Program
MDB	Material Data Base (SOPHAEROS)
MEWA	Modul zur Simulation eines Partikelschüttbetts in ATHLET-CD
MSSV	Main Steam Line Safety Valve
ND	Niederdruck
NEA	Nuclear Energy Agency der OECD
NU	Naturumlauf
OECD	Organization for Economic Cooperation and Development
OPR	Optimum Power Reactor
OREST	ATHLET-CD-Modul zur Simulation des stationären Nuklidinventars
PAFS	Passive Auxiliary Feedwater System
PARAMETER	Bündelversuchsstand (FSUE NPO LUCH, Russland)
PBL	Pressurizer Balance Line
PCT	Peak Cladding Temperature (max. Hüllrohrtemperatur)
PCCT	Passive Condenser Cooling Tank
PCHX	Passive Condenser Heat Exchanger
PHÉBUS FP	PHÉBUS Spaltprodukt-Projekt – In-pile-Versuchsanlage (Frankreich)
PID	Proportional-Integral-Derivative
PKL	1. Primärkreislauf 2. Integral-Versuchsanlage von Framatome (Deutschland)
POSRV	Abblase- und Sicherheitsventil am Druckhalter der ATLAS-Anlage
PW	Pseudo-Keyword (im ATHLET-Eingabedatensatz)
QUENCH	Bündel-Versuchsstand (Karlsruher Institut für Technologie)
RDB	Reaktordruckbehälter
RELAP	Reactor Loss-of-Coolant Analysis Program
RESA	Reaktorschnellabschaltung
PRG	Program Review Group
ROSA	Rig of Safety Assessment Project (Japan)

RUB-LEE	Ruhr-Universität Bochum/Lehrstuhl für Energiesysteme und Energiewirtschaft
RUB-PSS	Ruhr-Universität Bochum/Plant Simulation and Safety
RPV	Reactor Pressure Vessel
SAFT	Simulation of Aerosol and Fission Product Transport
SARNET	Severe Accident Research and management NETWORK
SBB	Stabbündelbehälter
SBLOCA	Small Break LOCA (Kühlmittelstörfall mit kleinem Leck)
SBO	Station Blackout
SCDAP-SIM	
SDE	Sekundärseitige Druckentlastung
SFP	OECD Sandia Fuel Project
SOCRAT	
SOPHAEROS	Spaltprodukt- und Aerosoltransport-Modul in ATHLET-CD
SOT	Start of Test (Zeitpunkt zum Versuchsbeginn)
SWR	Siedewasserreaktor
T	Temperatur
t	Zeit (s)
TDV	Time-Dependent Volume in ATHLET
TFO	Thermo-Fluid-Object in ATHLET
TMI-2	Kernkraftwerk Three Mile Island, Unit 2
TSR	Temperature Surface Right
UPTF	Upper Plenum Test Facility - Integrale Versuchsanlage (Deutschland)
WGAMA	CSNI Working Group on the Analysis and Management of Accidents
WMS	Wire-Mesh-Sensor
WWER	Wasser-Wasser-Energieraktor (Druckwasserreaktor russischer Bauart)

**Gesellschaft für Anlagen-  
und Reaktorsicherheit  
(GRS) gGmbH**

Schwertnergasse 1  
**50667 Köln**

Telefon +49 221 2068-0

Telefax +49 221 2068-888

Boltzmannstraße 14

**85748 Garching b. München**

Telefon +49 89 32004-0

Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200

**10719 Berlin**

Telefon +49 30 88589-0

Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4

**38122 Braunschweig**

Telefon +49 531 8012-0

Telefax +49 531 8012-200

[www.grs.de](http://www.grs.de)

**ISBN 978-3-947685-34-9**